



T H E S E



Présentée à

l'Université Hadj Lakhdar Batna

En vue de l'obtention du diplôme de

DOCTORAT EN SCIENCES

EN ELECTROTECHNIQUE

Présentée par

MAYOUF MESSAOUD

Magister en Electrotechnique – Université de Batna



ETUDE COMPARATIVE DES ARCHITECTURES ET STRATEGIES DE CONTROLE D'UN AEROGENERATEUR SYNCHRONNE A AIMANTS PERMANENTS



Thèse soutenue le :20 Avril 2014 devant le jury :

Farid NACERI	Président	Professeur	Univ. Batna
Rachid ABDESSEMED	Rapporteur	Professeur	Univ. Batna
Abdelhamid BENAKCHA	Examineur	Maître de Conférences	Univ. Biskra
Leila BENALIA	Examineur	Maître de Conférences	Univ. M'sila
Azeddine CHAIBA	Examineur	Maître de Conférences	Univ. Sétif
Youcef HARBOUCHE	Examineur	Maître de Conférences	Univ. Batna

REMERCIEMENTS

J'adresse tout d'abord mes vifs remerciements à mon encadreur:

Monsieur Dr. Rachid Abdessemed, professeur à l'université de Batna de m'avoir fait profiter de ces grandes compétences et ces conseils judicieux, de m'avoir proposé le sujet de cette thèse, et m'avoir dirigé avec efficacité et patience.

Je remercie Monsieur Dr. Farid Nacéri, Professeur à l'université de Batna, pour avoir accepté de juger ce travail et présider le jury.

Pour leur participation à l'évaluation scientifique de ce travail, je tiens à remercier :

- Dr. Abdelhamid Benakcha, Maitre de conférences à l'université de Biskra.
- Dr. Leila Benalia, Maitre de conférences à l'université de M'sila.
- Dr. Azeddine Chaiba, Maitre de conférences à l'université de Sétif.
- Dr. Youcef Harbouche, Maitre de conférences à l'université de Batna.

J'exprime ma gratitude aux enseignants et personnel administratif de l'université de Batna pour leurs aides, leur respect, et gentillesse.

Je tiens à remercier vivement tous mes collègues de magistère de la promotion 2004/2005 option énergies renouvelables, et mes collègues de travail au sein de la centrale thermique de M'sila pour leurs amitiés et collaborations.

J'adresse mes plus vifs remerciements à toute ma famille et mes parents symboles de tendresse et sacrifice, je profite cette occasion pour leur exprimer mon attachement profond et ma très grande reconnaissance.

ملخص

هذا العمل هو مساهمة في تمثيل ودراسة مقارنة لنظام طاقة الرياح. يهدف الى اجراء مقارنة تقنية واقتصادية لمختلف بنيات مولد هوائي متزامن و ذو مغنطة دائمة، مخصصة لأنظمة تحويل منخفضة الطاقة و ذلك لتغطية المناطق المعزولة بالدرجة الاولى. بفضل مزاياه، فان استخدام المولد الهوائي المتزامن و ذو المغنطة الدائمة يجعل نظم تحويل الرياح بسرعات مختلفة أكثر جاذبية من تلك التي تتميز بسرعات ثابتة، لإمكانية استخراج الطاقة المثلى في مختلف الظروف. و نظرا للطبيعة المتقلبة للرياح التي تسبب التغيير المتكرر في تردد الجهد الكهربائي للمولد، يتحتم اللجوء لربطه مع الحموله أو الشبكة الكهربائية بواسطة محولات ثابتة لتحسين نوعية الطاقة من جهد و تردد و ذلك باستخدام تقنيات تحكم مناسبة. ان استعمال هذه المحولات الثابتة يسمح للآلات بالاشتغال بسرعات دوران عالية و متغيرة مما يحسن من القوة المستخرجة من توربينات الرياح على اختلاف سرعات هذه الاخيرة. من أجل مقارنة المستوى الطاقوي للتصاميم المدروسة، استخدمنا استراتيجيات بحث و برامج مختلفة لاستخراج الطاقة القصوى الممكنة من توربينات الرياح .

Abstract

This work is a contribution to modeling and comparative study of a wind energy system. It is the subject of a technical and economic comparison of different structures of permanent magnet synchronous wind turbine, dedicated to low power wind energy conversion systems intended primarily for isolated sites. With these advantages, the use of the permanent magnet synchronous generator makes wind conversion systems, at different speeds, more attractive than those with fixed speeds, due to the extraction of potential energy in optimum conditions at different operating conditions. Because of the fluctuating nature of wind, that causes frequent change in the generator output frequency, it is necessary to link it with the load or the grid by static converters to improve the power quality and voltage frequency, using appropriate control techniques. Thus, the converters used allow these machines to operate at high variable rotational speeds, which further improve the extracted power from the turbine at different wind speeds. In order to compare the energy behavior of the studied structures, we have used different management strategies to extract the maximum power of the wind turbine. To search automatically the optimal power point of the wind power system, algorithms maximizing power MPPT are used for each structure.

Résumé

Ce travail constitue une contribution à la modélisation et l'étude comparative d'un système de production d'énergie éolienne. Il fait l'objet d'une comparaison technico-économique des différentes structures de l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents, dédiées aux systèmes de conversion d'énergie éolienne à faible puissance, et destinées principalement pour les sites isolés. Grâce à ces avantages, l'utilisation de l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents rend les systèmes de conversion éolienne à vitesses variables plus attractifs que ceux à vitesses fixes à cause de la possibilité d'extraction de l'énergie optimale dans les différentes conditions de fonctionnement. A cause de la nature fluctuante du vent qui provoque une variation fréquente de fréquence à la sortie du générateur, il est nécessaire de lier ce dernier avec la charge ou le réseau par des convertisseurs statiques susceptibles d'améliorer la qualité d'énergie en tension et fréquence en utilisant des techniques adéquates de commande. Les convertisseurs ainsi utilisés permettent d'exploiter ces machines à des vitesses de rotation importantes et variables ce qui améliore davantage la puissance extraite de la turbine à vitesses différentes de vent. En vue de comparer les comportements énergétiques des structures étudiées, on a utilisé des stratégies différentes de gestion permettant d'extraire le maximum de puissance possible de la turbine éolienne. Les algorithmes de maximisation de puissances MPPT utilisés pour chaque structure ont pour rôle la recherche automatique du point optimal de puissance.

Sommaire

INTRODUCTION GENERALE	2
1. Problématique	2
1. Objectif de la thèse.	3
1. Structure de la thèse	3
CHAPITRE I	
ETAT DE L'ART ET SITUATION DE L'EOLIEN DANS LE CONTEXTE DES ENERGIES RENOUVELABLES	6
1.1 Introduction	7
1.2 Production d'énergie d'origine renouvelable.	8
1.3 Production éolienne	10
1.3.1 Historique de l'éolien	11
1.3.2 Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne	13
1.3.3 Etat de l'art, principes et descriptif de la turbine éolienne	13
1.3.3.1 Définition de l'énergie éolienne	13
1.3.3.2 Architecture d'une éolienne à axe horizontal	14
1.3.3.3 Différents types d'éoliennes	16
1.3.3.3.1 Turbines à axe horizontal	17
1.3.3.3.2 Turbines à axe vertical	18
1.3.3.4 Conception des pales	18
1.3.3.5 Matériaux de la pale	20
1.3.4 Stratégies de fonctionnement d'une éolienne	20
1.3.4.1 Bilan des forces sur une pale	20

1.3.4.2	Systèmes de régulation de la vitesse de rotation de l'éolienne	23
1.4	Etat de l'art sur la conversion électromécanique	25
1.4.1	Fonctionnement à vitesse fixe	26
1.4.2	Fonctionnement à vitesse variable	26
1.4.3	Générateurs et topologies	27
1.4.3.1	Générateur synchrone	27
1.4.3.1.1	Générateur synchrone à rotor bobiné	27
1.4.3.1.2	Générateur synchrone à aimants permanents	28
1.4.3.1.2.1	Machine synchrone à aimants permanents à flux axial	30
1.5.3.1.2.2	MSAP discoïde avec deux stators et un rotor	31
1.4.3.1.2.2	MSAP discoïde avec deux rotors et un stator	31
1.4.3.1.2.3	MSAP discoïde unilatérale avec contrepoids du côté rotor.	32
1.4.3.1.2.4	MSAP discoïde unilatérale avec contrepoids du côté stator	32
1.4.3.1.2.5	Machine synchrone à aimants permanents à rotor extérieur	32
1.4.3.2	Générateur asynchrone	33
1.4.3.2.1	GAS à cage connecté au réseau par l'intermédiaire de redresseur – onduleur.	34
1.4.3.2.2	Générateur asynchrone à cage avec convertisseurs MLI	34
1.4.3.2.3	Générateur asynchrone à cage connecté directement au réseau	35
1.4.3.2.4	Générateur asynchrone à double stator	35
1.4.3.2.5	GAS à rotor bobiné connecté directement au réseau	36
1.4.3.2.6	GAS à double alimentation type rotor bobiné	37
1.4.3.2.	Machine asynchrone à double alimentation à énergie rotorique dissipée	37
1.4.3.2.8	MAS à double alimentation – structure de Kramer	38
1.4.3.2.9	MAS à double alimentation – structure de Scherbius avec cycloconvertisseur	39
1.4.3.2.10	MAS à double alimentation avec convertisseurs MLI	39
1.5	Conclusion	40
CHAPITRE II		
 MODELISATION DES TURBINES EOLIENNES		
41		
2.1	Introduction	42
2.2	Conversion de l'énergie éolienne	43
2.2.1	Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique	43
2.2.2	Loi de Betz	43
2.2.3	La vitesse spécifique de vitesse (Tip-Speed-Ratio).	

2.2.4 Coefficient de puissance.....	45
2.2.5 Coefficient de couple.....	45
2.2.6 Courbes caractéristiques des turbines éoliennes.....	46
	46
2.2.8 Production d'énergie mécanique.....	47
2.3 Modélisation du système éolien.....	48
2.3.1 Introduction.....	48
2.3.2 Hypothèses simplificatrices pour la modélisation mécanique de la turbine.....	50
2.3.3 Modèle de la turbine.....	50
2.3.4 Modèle du multiplicateur.....	50
2.3.5 Equation dynamique de l'arbre de transmission.....	51
2.4 Stratégies de commande de la turbine éolienne.....	52
2.5 Système de contrôle de l'aéroturbine.....	54
2.6 Méthodes de recherche du point maximum de puissance.....	55
2.7 Modélisation du système d'orientation des pales.....	55
2.7.1 Introduction.....	55
2.7.2 Régulation de l'angle avec régulateur PI.....	57
2.7.3 Régulation de l'angle à partir de gain.....	58
2.8 Simulation de la turbine éolienne avec régulation de l'angle de calage.....	60
2.8.1 Courbes caractéristiques du coefficient de puissance.....	60
2.8.1 Résultats de simulation.....	61
2.9 Conclusion.....	65

CHAPITRE III

MODELISATION ET SIMULATION DE LA GENERATRICE SYNCHRONE A AIMANTS PERMANENTS 66

3.1 Introduction.....	67
3.2 Matériaux pour aimants.....	67
3.3 Modélisation d'un aimant « rigide ».....	68
3.3.1 Point de fonctionnement d'un aimant.....	68
3.3.2 Droite de recul.....	70
3.3.3 Fonctionnement avec une force magnétomotrice antagoniste.....	70
3-4 Comparaison entre la machine synchrone classique et la machine synchrone à aimants	

permanents.....	71
3.5 Types des MSAP à flux radial	71
3.6 Modèle de la machine synchrone à aimants permanents	72
3.6.1 Modèle équivalent d'un aimant « rigide »	72
3.6.2 Modèle de la MSAP	74
3.6.2.1 Equations électriques	74
3.6.2.2 Equations magnétiques	76
3.6.2.3 Equations mécaniques	78
3.7 Simulation de la GSAP	78
3.7.1 GSAP à vide	78
3.7.1.1 Résultats de simulation	79
3.7.2 L'influence d'une charge séparée (R_{ch}, L_{ch})	79
3.7.2.1 Equations d'état	80
3.7.2.2 Résultats de simulation	81
3.7.3 L'influence d'une charge réelle sur une source parfaite	82
3.7.3.1 Equations d'état	82
3.7.3.2 Résultats de simulation	83
3.8 Conclusion	84

CHAPITRE IV

ETUDE COMPARATIVE DES STRUCTURES DE CONVERSION EOLIENNE DEBITANT SUR UNE CHARGE ISOLEE 85

4.1 Introduction	86
4.2 Configurations de chaînes de conversion dédiées au petit éolien	87
4.2.1 : Chaîne de conversion commandée en MPPT par capteur de tension du bus continu et de la batterie	88
4.2.2 : Chaîne de conversion éolienne passive avec transformateur.....	88
4.2.3 : Petite éolienne tripale autonome débitant directement sur charge variable	89
4.2.4 : Chaîne de conversion éolienne active avec commande MPPT par régulation du bus continu.....	90
4.2.5 : Architecture d'une chaîne éolienne « passive » ave multiplicateur de vitesse.....	90
4.3 Conclusion	91

4.4 Etude de la chaîne éolienne « passive».....	92
4.4.1 Introduction.....	92
4.4.2 Modélisation de la chaîne éolienne passive.....	93
4.4.2.1 Etude d'un redresseur monophasé à diode sur charge R L.....	93
4.4.2.2 Modèle du redresseur monophasé à diode.....	94
4.4.2.3 Modélisation et simulation d'un pont de diode sans prise en compte de l'empiètement.....	95
4.4.2.4 Modélisation et simulation d'un pont de diode avec prise en compte de l'empiètement	98
4.4.3 Etude analytique de l'ensemble GSAP-Pont de diodes-Bus continu.....	100
4.4.3 .1 Modèle équivalent de la chaîne éolienne passive.....	100
4.4.3.2 Résultats de simulation.....	103
4.4.4 Conclusion.....	104
4.5 Etude de la chaîne éolienne « active».....	105
4.5.1 Introduction.....	105
4.5.2 Convertisseurs statiques commandés dans la chaîne éolienne active	105
4.5.2.1 Principe de modélisation du convertisseur totalement commandé.....	105
4.5.2.2 Modèle continu équivalent.....	106
4.5.2.3 Calcule des pertes dans les convertisseurs statiques.....	106
4.5.3 Modélisation de l'association aérogénérateur-pont de diodes-hacheur dévolteur.....	107
4.5.3.1 Modélisation du hacheur dévolteur simple.....	107
4.5.3.2 Compatibilité de la structure vis-à-vis de la tension batterie.....	109
4.5.4 Commande de système éolien avec capteur de vitesse de rotation.....	110
4.5.4.1 Maximisation de la puissance avec contrôle en vitesse.....	110
4.5.4.1.1 Détermination de la vitesse de référence.....	110
4.5.4.1.1.1 Avec capteur de vitesse de vent	111
4.5.4.1.1.2 Sans capteur de vitesse de vent	111
4.5.4.1.2 Conception du correcteur de vitesse	113
4.5.4.1.2.1 Correcteur proportionnel intégral à avance de phase.....	113
4.5.4.1.2.1.1 Bilan énergétique.....	115
4.5.4.1.2.1.2 Courbes caractéristiques de la turbine utilisée.....	116
4.5.4.1.2.1.3 Résultats de simulation	117
4.5.4.1.2.2 Correcteur proportionnel intégral avec anticipation.....	118
4.5.4.1.2.2.1 Résultats de simulation.....	119

4.5.4.2 Maximisation de la puissance avec contrôle en couple	122
4.5.4.2.1 Définition de l'algorithme de contrôle.....	122
4.5.4.2.2 Résultats de simulation.....	124
4.5.5 Commande de système éolien sans capteur de vitesse de rotation.....	125
4.5.5.1 Algorithme de MPPT coté DC	125
4.5.5.2 Résultats de simulation	126
4.5.6 Synthèse comparative du hacheur dévolteur simple.....	129
4.5.7 Modélisation de l'association aérogénérateur-pont de diodes-hacheur dévolteur en pont à commande différentielle.....	130
4.5.7.1 Introduction.....	130
4.5.7.2 Modélisation du hacheur dévolteur en pont à commande différentielle.....	130
4.5.7.2 Limites de fonctionnement du hacheur à pont.....	131
4.5.7.3 Résultat de simulation.....	132
4.5.7.4 Conclusion.....	134
4.5.8 Modélisation de l'association Aérogénérateur - Redresseur triphasé à commande par MLI.....	134
4.5.8.1 Introduction.....	134
4.5.8.2 Commande de la génératrice synchrone à aimants permanents.....	135
4.5.8.3 Commande en couple de la GSAP.....	135
4.5.8.3.1 Principe général de la méthode.....	135
4.5.8.3.2 Commande vectorielle de la machine synchrone à aimants permanents.....	135
4.5.8.3.3 Synthèse de correcteurs.....	137
4.5.8.4 Modèle continu équivalent du convertisseur de puissance	139
4.5.8.5 Limites de fonctionnement du convertisseur MLI.....	140
4.5.8.6 Résultats de simulation.....	142
4.5.8.7 Conclusion.....	143
4.5.9 Modélisation de l'association aérogénérateur-pont de diodes-hacheur survolteur.....	144
4.5.9.1 Etude analytique du hacheur survolteur.....	144
4.5.9.1.1 Stratégie analytique de recherche de la puissance maximale extractible de la GSAP.....	145
4.5.9.1.2 Résultats de l'étude analytique.....	146
4.5.9.2 Modélisation et contrôle de la chaîne GSAP-Pont de diodes-Hacheur survolteur.....	147
4.5.9.2.1 Détermination du courant de référence.....	148

4.5.9.2.1.1 Avec capteur de vitesse.....	148
4.5.9.2.1.1.1 Limites de fonctionnement	149
4.5.9.2.1.1.2 Résultats de simulation.....	150
4.5.9.2.1.2 Commande sans capteur de vitesse.....	152
4.5.9.2.1.2.1 Algorithme de maximisation de puissance coté DC	152
4.5.9.2.1.2.2 Résultats de simulation.....	153
4.5.9.3 Synthèse comparative des stratégies de contrôle du hacheur survolteur.....	154
4.5.9.4 Conclusion	154
4.5.10 Synthèse comparative des structures étudiées.....	155
CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES	159
BIBLIOGRAPHIE	163
ANNEXEX	168
ANNEXE A.	168
A-1 Calcule du régulateur PI pour le hacheur dévolteur	168
A-2 Calcule du régulateur PI pour le contrôle en vitesse du redresseur MLI	169
A-3 Principe de fonctionnement et modélisation du redresseur MLI	172
ANNEXE B Modélisation des pertes du système	176
ANNEXE C Schémas blocs de simulation	192
ANNEXE D Paramètres de simulation	196

..

INDEX DES NOTATIONS

MS	Machine synchrone
$MSAP$	Machine synchrone à aimants permanents
$GSAP$	Génératrice synchrone à aimants permanents
(d, q)	Indice du repère de Park lié au rotor
R_s	Résistance statorique
L_d	Inductance statorique directe
(v_{sd}, v_{sq})	Composantes de la tension au stator dans le repère de Park
L_q	Inductance statorique quadratique
ψ_f	Flux d'excitation des aimants permanents
(ψ_{sd}, ψ_{sq})	Composantes du flux statorique dans le repère de Park
(I_{sd}, I_{sq})	Composantes du courant statorique
C_{em}	Couple électromagnétique
C_r	Couple résistant
P	Nombre de paire de pôles
J	Moment d'inertie totale de la machine
f	Coefficient de frottement visqueux
ω	Pulsation électrique statorique
Ω	Vitesse de rotation mécanique du rotor
\vec{F}	Vecteur force exercée sur les pales d'une éolienne à incidence variable
V_1, V_2	Vitesses du vent respectivement en amont et en aval de l'éolienne
ρ	Masse volumique de l'air en température ambiante (15°C)
S	Surface balayée par le rotor de l'éolienne
m	Masse d'air traversant le rotor éolien en une(1) seconde
P_m	Puissance extraite par le rotor éolien
P_{mt}	Puissance théorique maximale extractible d'un vent non perturbé
C_p	Coefficient de puissance de l'éolienne
λ, TSR	Vitesse spécifique ou ration de vitesse, Tip-Speed-Ratio
Ω_1, Ω_2	Vitesse de rotation de l'éolienne respectivement avant et après le multiplicateur
P_{mg}	Puissance mécanique disponible sur l'arbre de la génératrice
\vec{v}	Vecteur vitesse du vent

\vec{B}	Champ d'induction magnétique
θ	Angle de calage des pales d'une éolienne à axe horizontal
i	Angle d'incidence des pales d'une éolienne à axe horizontal
\vec{v}_{rot}	Composante de la vitesse du vent due à la rotation de la turbine
\vec{v}_{res}	Résultante des vecteurs \vec{v} et \vec{v}_{rot}
\vec{F}_{ax}	Vecteur force représentant la poussée axiale sur une pale
\vec{F}_{rot}	Vecteur force représentant la poussée en direction de la rotation sur la pale
\vec{F}_{res}	Résultante de \vec{F}_{ax} et \vec{F}_{rot}
C_{aer}	Couple aérodynamique de l'éolienne
R	Rayon de la pale
$\Omega_{turbine}$	Vitesse angulaire de la turbine
C_g	Couple résistant (issu du multiplicateur)
Ω_{mec}	Vitesse mécanique de la génératrice
Ω_{ref}	Vitesse mécanique de référence
T_{bj} avec $J \in \{1,2,3\}$	Force de poussée appliquée à la pale j
$\dot{\beta}_J$ avec $J \in \{1,2,3\}$	Vitesse d'orientation de la pale
J_{pale}	Inertie de la pale
db	Coefficient de frottement de la pale par rapport à l'air
Kb	Elasticité de la pale
f_{pale}	Coefficient de frottement de la pale par rapport au support de l'éolienne
J_h	Inertie de l'arbre
k_h	Elasticité de l'arbre
D_h	Coefficient de frottement de l'arbre par rapport au multiplicateur
G	Gain du multiplicateur
dg	Coefficient de frottement de la génératrice
C_g	Couple d'entraînement de la génératrice
P_v	Puissance de l'éolienne
$J_{turbine}$	Inertie de la turbine
C_{mec}	Couple mécanique total appliqué au rotor de l'éolienne
P_{elec}	Puissance électrique générée par l'éolienne
P_{nom}	Puissance nominale de l'éolienne
$M.P.P.T$	Maximum Power Point tracking

Ω_{cut-in}	Vitesse mécanique de la génératrice à laquelle l'éolienne démarre
$\Omega_{cut-out}$	Vitesse mécanique de la génératrice à laquelle l'éolienne s'arrête
C_{em-ref}	Couple électromagnétique de référence
$\Omega_{turbine-ref}$	Vitesse angulaire de référence de la turbine
Ω_{ref}	Vitesse mécanique de référence de la génératrice
C_p	Coefficient de puissance de la turbine
C_{pmax}	Coefficient de puissance optimal de la turbine
C_{ass1}	Régulateur pour l'asservissement de la vitesse mécanique
$C_{aer-estim}$	Couple aérodynamique estimé
$\Omega_{turbine-estim}$	Vitesse mécanique estimée de la turbine
$\dot{\beta}_{ref}$	Vitesse de rotation de l'actionneur de l'angle d'orientation de la pale
C_{β}	Régulateur de l'angle d'orientation
K_{β}	Gain proportionnel du régulateur PI de l'angle d'orientation
I_{β}	Gain intégral du régulateur PI de l'angle d'orientation
ζ	Coefficient d'amortissement
ω_n	Pulsation naturelle
$\lambda_{\Omega constante}$	Vitesse spécifique en zone 3 de fonctionnement de l'éolienne
DC / AC	Continu / Alternatif
$IGBT$	Insulated Gate Bipolar Transistor
MLI	Modulation de largeur d'impulsions
V_{dc}	Tension en aval du pont redresseur
U_{bat}	Tension aux bornes de la batterie
I_{dc}	Courant de charge de la batterie
R_{bat}	Résistance interne de la batterie
N	Nombre de cellules élémentaires d'une tension nominale égale à 12V
η	Rendement
α	Rapport cyclique de fonctionnement
θ	Angle entre le repère statorique et le repère rotorique
u_{sabc}	Tensions aux phases a, b et c du stator
i_{sabc}	Courants aux enroulements a, b et c du stator
\underline{v}_s	Vecteur tension statorique triphasée
\underline{i}_s	Vecteur courant statorique triphasé
T_i, D_i avec $i \in \{1,2,3,4,5,6\}$	Transistor IGBT et la diode en anti-parallèle

m_i avec $i \in \{1,2,3\}$	Fonction de conversion du convertisseur
v_{m-i} avec $i \in \{1,2,3\}$	Tensions simples modulées par le convertisseur
u_{mi3} avec $i \in \{1,2,3\}$	Tensions composées modulées par le convertisseur
\underline{v}_m	Vecteur des tensions modulées
\underline{i}_m	Vecteur des courants modulés
(v_{md}, V_{mq})	Composantes de la tension modulée
(i_{td}, i_{tq})	Composantes du courant modulé
(u_{dw}, u_{qw})	Composantes de la tension de réglage du redresseur MLI
T_e	Constante de temps de la boucle fermée de régulation de courant
T_f	Gain proportionnel de la boucle de régulation de courant.
K_{cp}	Gain intégral de la boucle de régulation de courant.
K_{ci}	Courant de référence selon l'axe direct
I_{sd-ref}	Courant de référence selon l'axe en quadrature
I_{sq-ref}	Puissance active transitée au bus continu
P_{ref}	Puissance active de référence
φ	Déphasage entre la tension et le courant
δ	Angle de la charge
r_D	la résistance de la diode à l'état conducteur
V_D	Tension de seuil à dépasser pour que la diode entre en conduction
I_D	Courant moyen traversant la diode
I_{D-rms}	Courant efficace dans la diode
V_T	la tension de l'interrupteur en conduction
r_T	la résistance interne du transistor à l'état conducteur
I_T	Courant moyen traversant le transistor
i_{T-rms}	Courant efficace dans le transistor
f_{dec}	Fréquence de découpage

INTRODUCTION GENERALE

INTRODUCTION GENERALE

La croissance de la consommation mondiale d'énergie sous toutes ses formes, les risques de pénurie des matières fossiles, et les effets polluants associés et causés par sa combustion, sont au coeur de la problématique du développement durable et du soin de l'environnement dans une discussion pour l'avenir de la planète. Dans ce contexte, les nouvelles énergies renouvelables constituent une variante inévitable qui peut contribuer au maintien du taux de développement industriel, et ralentir la cadence du changement climatique actuel.

Plusieurs sources d'énergies renouvelables sont en cours d'exploitation et de recherche, dont le but est de développer des techniques d'extraction de puissances visant à fiabiliser, baisser les coûts (de fabrication, d'usage, et de recyclage), et d'augmenter l'efficacité énergétique. Parmi ces énergies, celle provenant du vent et transformée en électricité par l'intermédiaire des turbines éolienne, et qui est devenue compétitive grâce aux trois facteurs essentiels [1] :

La nature motivante de cette énergie, le développement de l'industrie des éoliennes, et l'évolution de la technologie des semi-conducteurs, ainsi que les nouvelles méthodologies de contrôle des turbines à vitesses variables.

1. PROBLEMATIQUE

Actuellement, la plupart des systèmes de conversion d'énergie éolienne sont conçus pour fonctionner à des vitesses allant de 750tr/m jusqu'au 1800tr/m, tandis que les turbines éoliennes sont conçues habituellement pour fonctionner dans une gamme de la vitesse comprise entre 20rpm et 250rpm [2]. L'utilisation des générateurs à attaque directe comme par exemple, le générateur synchrone à aimants permanents à grande nombre de pôles, peut remédier à ce problème et adapter la vitesse de rotation de la turbine à la tension électrique sans recourt au multiplicateur de vitesse. Ceci réduit les contraintes mécaniques et simplifie la conception du système d'un côté, et assurer la production de l'électricité sur une plage significative de variation de vitesses de vent d'un autre côté. Grâce à ces avantages, l'utilisation de l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents rend les systèmes de conversion éolienne à vitesses variables plus attractifs que ceux à vitesses fixes à cause de la possibilité d'extraction de l'énergie optimale dans les différentes conditions de fonctionnement. Les caractéristiques internes de la machine synchrone à aimants permanents, à savoir; le couple volumique élevé, et les valeurs très faibles d'inertie et inductances [3], offrent à la génératrice des performances élevées, un rendement important, et une meilleure

contrôlabilité; ce qui rend cette machine comme un vrai concurrent de la génératrice asynchrone [2], [4].

La nature fluctuante du vent provoque une variation fréquente de fréquence à la sortie du générateur, d'où la nécessité de lier ce dernier avec la charge ou le réseau par des convertisseurs statiques susceptibles d'améliorer la qualité d'énergie en tension et fréquence en utilisant des techniques adéquates de commande. Le convertisseur ainsi utilisé permet d'exploiter ces machines à des vitesses de rotation importantes et variables ce qui augmente et améliore davantage la puissance extraite de la turbine avec différentes vitesses de vent.

2. OBJECTIF DE LA THESE

Sachant que la grande partie du parc éolien actuel est constitué de systèmes raccordés au réseau public, ce qui rend les méthodes conventionnelles de fourniture d'énergie électrique comme l'extension du réseau et l'utilisation de générateurs diesel trop coûteuses et difficiles à implémenter; les technologies renouvelables demeurent capables de générer l'électricité sur place, grâce aux architectures spécifiques de petites éoliennes destinées spécialement aux sites isolés comme l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents dépourvu de système d'excitation. Ce contexte qui pousse à simplifier et développer autant que possible des structures commandées de système éolien en utilisant des techniques de découpage électronique pour élargir la plage exploitable de vitesses de vent et offrir ainsi un compromis coût- fiabilité- performance optimal .

Dans ce contexte, l'apport envisagé avec ce travail de thèse est d'évaluer ce compromis technico-économique entre les différentes structures de chaînes éoliennes isolées de petite taille, où la génératrice synchrone à aimant permanent représente la partie essentielle.

3. STRUCTURE DE LA THESE

Un état de l'art des énergies renouvelables est présenté dans le premier chapitre. Il comprend des données et perspectives qui montrent l'importance et l'évolution dans le temps de ce processus de production d'énergie au niveau mondiale. Des notions de base de la technologie éolienne ont été abordées et développées. Quelques exemples, habituellement utilisés à l'échelle industrielle, d'architectures de chaînes de conversion d'énergie sont cités en association avec les différents types de générateurs.

Le second chapitre est dédié à l'étude du système de conversion aérodynamique comportant essentiellement les caractéristiques et stratégies de fonctionnement de l'éolienne. Le modèle analytique de la turbine éolienne et du système de régulation de l'angle de calage, a été

développé et modélisé pour toutes les zones de fonctionnement; en tenant compte des différentes conditions de vent et de charge.

Le troisième chapitre est consacré à la description et la modélisation de la machine synchrone à aimants permanents à flux radial, essentiellement, l'aspect technologique des aimants permanents avec leur modèle électrique équivalent. Un modèle de la génératrice synchrone à aimants permanents a été établi et appliqué pour différents modes de fonctionnement.

Le dernier chapitre est consacré aux structures commandées de génération éolienne pour leurs applications dans un système de puissance isolé de petite taille, débitant sur une charge de type batterie. Dans ce cas, la commande permet de suivre le coefficient de puissance maximal de la turbine éolienne par ajustement de la vitesse de rotation du générateur à aimants permanents. Cette régulation de vitesse est réalisée par un convertisseur électronique de puissance introduit dans la chaîne de conversion. Ce convertisseur AC/DC ou DC/DC profite de la tension presque constante aux bornes de la batterie pour modifier sa tension d'entrée, de façon à modifier la tension aux bornes de la machine et ainsi commander la vitesse de rotation de son rotor.

Dans les structures utilisant des convertisseurs DC/DC, un redresseur à pont de diodes est placé en aval du générateur synchrone à aimants permanents dans le but d'avoir une tension continue. Ce redresseur est utilisé en association avec un simple hacheur abaisseur de tension simple, puis avec un hacheur abaisseur de tension en pont à commande différentielle, et en fin avec un hacheur survolteur de tension. Pour la structure utilisant un convertisseur AC/DC, le redresseur à pont de diodes est remplacé par un redresseur à commande par MLI. Les différentes stratégies de contrôle proposées sont conçues de façon à commander le système sur toute la plage de vitesses de vent permise, en suivant la puissance maximale pour les vents faibles et en régulant à puissance nominale pour les vents forts.

Les annexes A1, et A2 sont consacrés aux calculs des correcteurs du hacheur et du redresseur à commande par MLI, Ce dernier est modélisé dans l'annexe A3 avec une explication détaillée du principe de fonctionnement.

L'annexe B présente une méthode analytique de calcul des pertes des convertisseurs statiques de puissance appliquées aux systèmes de conversion éolienne. L'objectif est d'évaluer les pertes dans le système pour pouvoir comparer correctement les bilans énergétiques dans les différentes structures. Les modèles utilisés considèrent les pertes par conduction et par

commutation pour préciser la variation du rendement des convertisseurs avec les changements de la charge et des sources de production d'énergie.

L'annexe C comporte les schémas blocs de simulation.

Les paramètres de simulation du système éolien sont présentés en annexe D.

Tous les modèles développés au cours de cette étude sont simulés par le logiciel Matlab-simulink.

CHAPITRE 1

ETAT DE L'ART ET SITUATION DE
L'EOLIEN DANS LE CONTEXTE DES
ENERGIES RENOUVELEBLES

Chapitre 1

Etat de l'art et situation de l'éolien dans le contexte des énergies renouvelables

1.1 Introduction

L'intégration de l'énergie éolienne dans le domaine de la production d'énergie constitue une variante intéressante qui pourrait assurer les besoins en électricité, et faire face à l'épuisement des sources traditionnelles d'énergies dans les prochaines années. Elle s'inscrit donc parfaitement dans l'effort global de réduction des émissions de CO₂ et plus généralement dans le contexte d'un développement durable du paysage énergétique.

Avant d'aborder les aspects techniques de la technologie éolienne, nous proposons de donner une brève introduction générale sur l'énergie éolienne, traitant en premier lieu du développement de l'éolien, ainsi que des questions relatives à la conception des éoliennes.

La deuxième partie est consacrée à la description de la turbine éolienne, ces éléments constitutifs, ces différents types, et les stratégies de fonctionnement (vitesse fixe, vitesse variable).

Un état de l'art de la conversion électromécanique est présenté en dernière partie, comportant les différents types de machines électriques utilisées dans les aérogénérateurs, ainsi que leurs avantages et inconvénients.

1.2 Production d'énergie d'origine renouvelable

La production d'électricité renouvelable a atteint 4699.2Twh en 2012, soit 20.8% de la production d'électricité mondiale. Cette part reste supérieure à la production d'électricité d'origine nucléaire (10.9% en 2012), mais largement inférieur à l'électricité produite à partir des combustibles fossiles (68.1%) [5].

L'électricité renouvelable provient de six sources distinctes. L'hydroélectricité est la principale avec une contribution de 78%. L'énergie éolienne, qui depuis 2009 est la seconde source d'énergies renouvelables, représente 11.4% du total renouvelable. Elle devance la filière biomasse, qui rassemble la biomasse solide, la biomasse liquide, le biogaz et les déchets ménagers renouvelables (6.9%). suivent le solaire (2.2%) qui rassemble les centrales photovoltaïques et les centrales solaires thermiques, la géothermie (1.5%), et les énergies marines (0.01%) qui restent une filière en phase de démonstration [5].

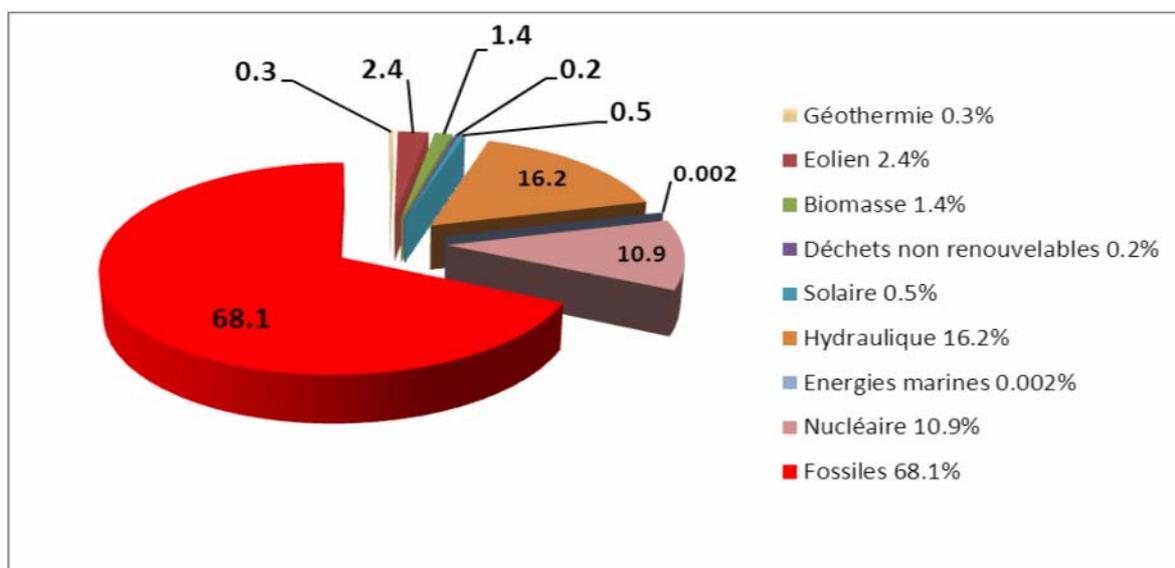


Figure 1-1 : Structure de la production d'électricité-2012 [5]

Selon [5], la production brute d'électricité renouvelable a augmenté de 1739Twh entre 2002 et 2012, passant de 2960.1Twh à 4699.2Twh, soit une croissance annuelle moyenne de 4.7%. Son rythme de croissance est supérieur à celui des combustibles fossiles (3.9% par an en moyenne). Si l'on excepte l'année 2007, année de croissance record de la production d'électricité issue de combustibles fossiles (+6.3% en une année), la part de l'électricité renouvelable est globalement en augmentation depuis 2004 (17.9% en 2003 à 20.8% en 2012). On peut attribuer la stabilisation de la part renouvelable en 2012 à un phénomène de rattrapage de la production d'électricité issue des combustibles fossiles. Son niveau a diminué

en 2009 du fait des conséquences de la grave crise économique et financière qui a éclaté cette même année. Ce retour en force de la part de la production d'électricité renouvelable s'explique de deux manières : la forte augmentation de la production hydroélectrique en Chine et la confirmation de la mondialisation des autres filières renouvelables, en particulier l'éolien, la biomasse, et le solaire.

Une analyse détaillée filière par filière montre que c'est la production d'électricité solaire qui affiche le plus fort taux de croissance annuel moyen sur la période 2002-2012 (+50.6%). Cette croissance est largement inférieure à celle enregistrée entre 2011 et 2012 (+65.5%). La croissance de la filière éolienne est également très importante (26.1%) par ans en moyenne. Mais pour la première fois, son rythme de croissance a baissé entre 2011 et 2012 (+18.3%). La croissance de la filière biomasse est plus modérée (+8.3%). Cette croissance est restée active entre 2011 et 2012 (+6.0%), dans un contexte de forte croissance de la production d'électricité.

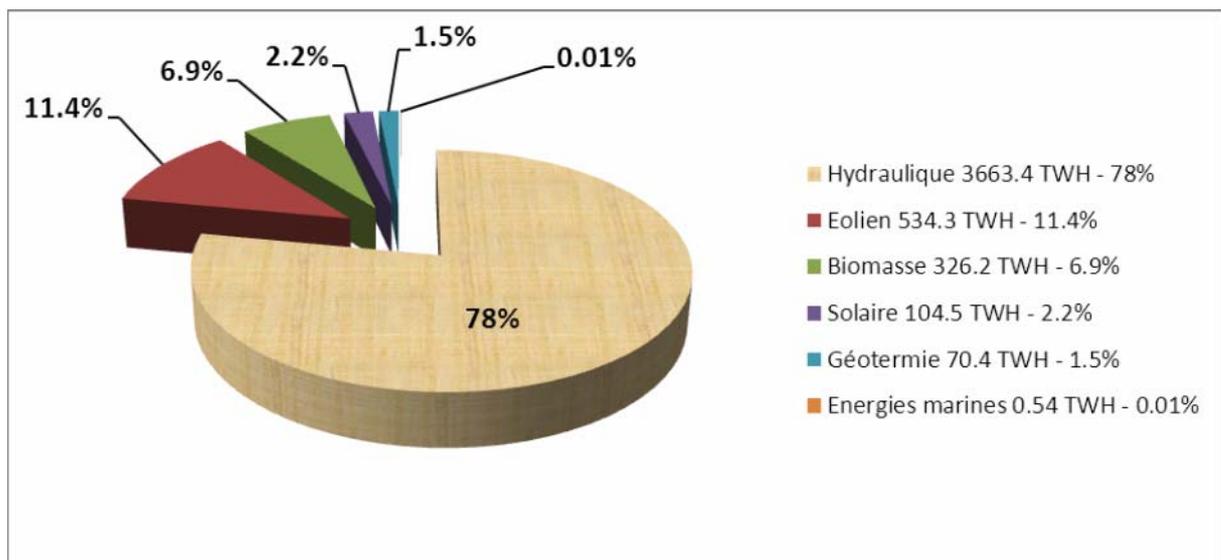


Figure 1-2 : Structure de la production électrique d'origine renouvelable-2012 [5]

Compte tenu de la dynamique actuelle des filières éoliennes, solaire, et biomasse et les investissements hydroélectriques électriques prévus, la croissance de la production de l'électricité renouvelable devrait rester soutenue dans les prochaines années et sa part dans la production mondiale devrait continuer à augmenter. Une grande partie de cette puissance sera installée en Europe, en Amérique du Nord, mais également en Asie. La figure 1-3 représente le taux de croissance entre 2002 et 2012 [5].

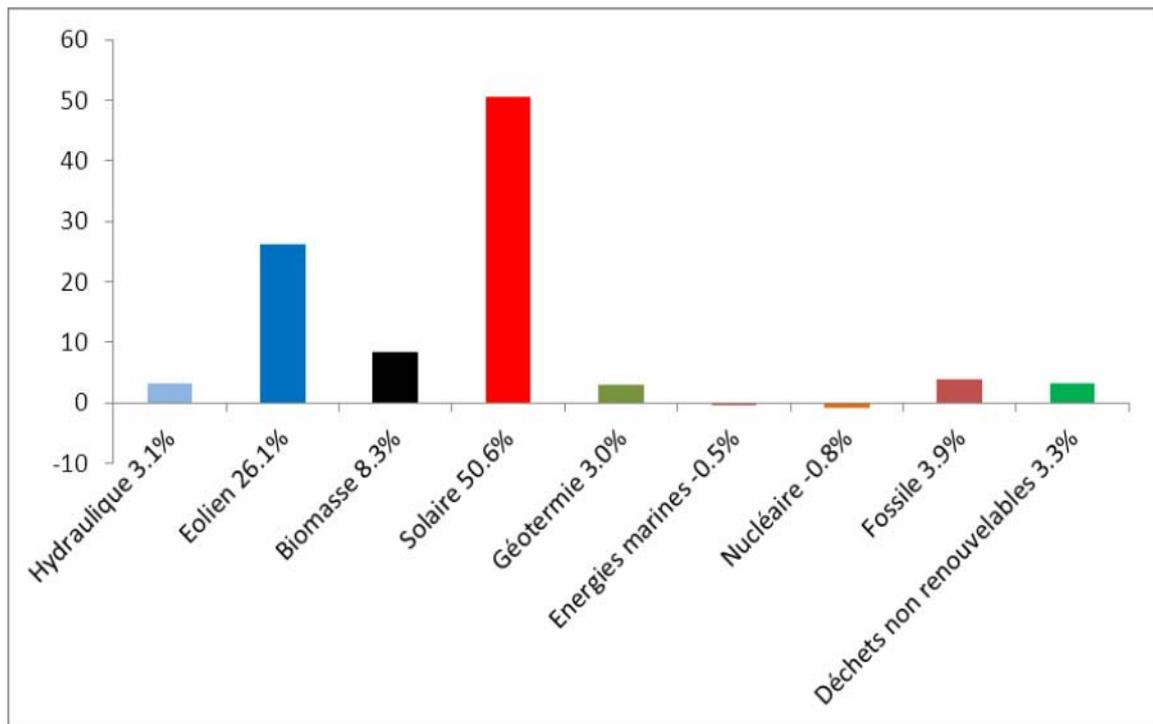


Figure 1-3 : Taux de croissance annuel moyen 2002-2012 [5]

1.3 Production éolienne

La ressource éolienne provient du déplacement des masses d'air qui est dû indirectement à l'ensoleillement de la terre. Par le réchauffement de certaines zones de la planète et le refroidissement d'autres, une différence de pression est créée et les masses d'air sont en perpétuel déplacement. Cette énergie a connu depuis environ 40 ans un essor sans précédent qui est dû notamment aux premiers chocs pétroliers [5], [6].

L'énergie éolienne est la deuxième source de production d'électricité renouvelable 459.9Twh. Elle a représenté en 2.1% de la production totale de l'électricité et 10.3 % de la production renouvelable en 2011, L'Europe de l'ouest demeure en 2011 la principale région de production avec 38.6% de l'électricité produite dans le monde. Cette région couvre 4.4% de ces besoins électriques par l'éolien. Les autres grandes régions de production sont l'Amérique du nord 30.5%, L'Asie de l'Est et du sud-Est 20.7% et l'Asie du sud 5.4%. La filière prend également de l'importance en Océanie 1.7% et en Europe centrale 1.5%. L'implantation de parcs éoliens est plus récente dans les autres régions du monde. Les cinq premiers producteurs se partagent près de 73% de la production mondiale. Il s'agit des Etats-Unis, de la chine, de l'Espagne, de l'Allemagne et de l'inde. Si on ajoute le Canada, le Royaume-Uni, la France,

l'Italie et le Danemark, il ne reste que 15% de production pour le reste du monde. A l'exception du solaire, l'éolien est la plus dynamique des filières de production d'électricité. Sa croissance enregistrée sur la période 2001 et 2013 est de +24.47% par an, au moyenne. Elle contribue au quart de l'augmentation de la production d'électricité renouvelable (+422Twh sur un total de 1585Twh). Elle est actuellement l'énergie renouvelable la plus à même de seconder la filière hydraulique pour freiner l'augmentation continue de l'utilisation des combustibles fossiles pour la production de l'électricité. La dynamique actuelle de la filière est très prometteuse [5], [6].

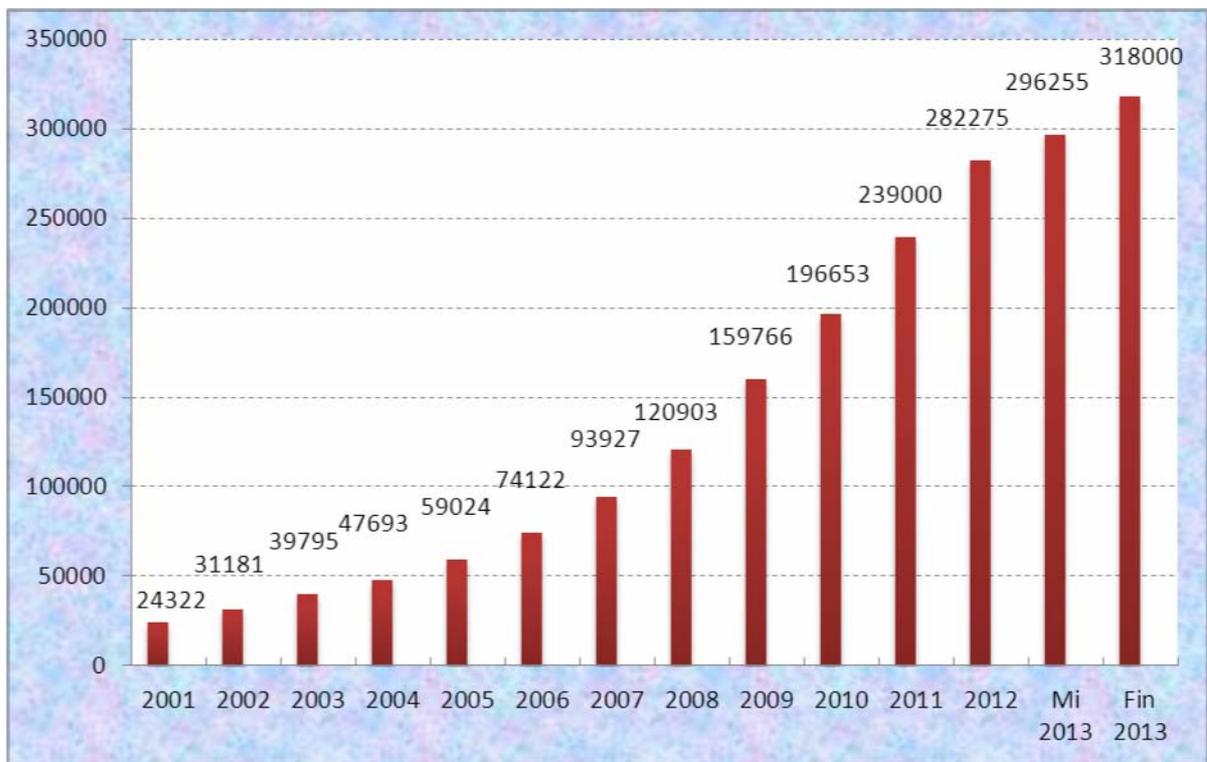


Figure 1-4 : Production de l'énergie éolienne dans le monde (MW) [6]

1.3.1 Historique de l'éolien

Parmi toutes les énergies renouvelables, à part l'énergie du bois, c'est l'énergie du vent qui a été exploitée en premier par l'homme [7]. Elle fut utilisée pour la propulsion des navires et ensuite les moulins à blé et les constructions permettant le pompage d'eau. Les premières utilisations connues de l'énergie éolienne remontent à 2 000 ans avant J.-C environ [7]. La première description écrite de l'utilisation des moulins à vent en Inde date d'environ 400 ans avant J.-C. En Europe, ce n'est qu'au VII^{ème} siècle que l'on voit apparaître les premiers moulins à vent. Utilisés tout d'abord pour moudre le grain, d'où leur nom de " moulins ", ils

furent aussi utilisés aux Pays-Bas pour assécher des lacs ou des terrains inondés. Dès le XIV^{ème} siècle, les moulins à vent sont visibles partout en Europe et deviennent la principale source d'énergie. Seulement en Hollande et Danemark, vers le milieu du XIX^{ème} siècle, le nombre des moulins est estimé respectivement à plus de 30000 et dans toute l'Europe à 200000. A l'arrivée de la machine à vapeur, les moulins à vent commencent leur disparition progressive [7], [8].

C'est en 1802 que l'on a songé pour la première fois à transformer l'énergie éolienne en énergie électrique. **Lord Kelvin** en effet essaya d'associer une génératrice d'électricité à un moteur éolien, mais en fait il faudra attendre 1850 et l'avènement de la dynamo pour qu'on puisse voir ce que l'on appellera les « aérogénérateurs ». Cette nouvelle application de l'énergie éolienne a connu un certain succès, et l'on comptait en 1920 jusqu'à 300 constructeurs d'aérogénérateurs [9], [10].

Les premières recherches aérodynamiques sur l'aéronautique ont participé au développement des moteurs éoliens, et réalisation de grandes machines allant de 100 à 1000 kW. « Malheureusement », à cette époque, le faible coût du pétrole avait mis le kilowatt fourni par l'énergie thermique à un niveau de compétitivité inaccessible à l'énergie éolienne.

Dés 1973, le processus inverse a, petit à petit, relancé les programmes d'études et de réalisation d'aérogénérateurs. Mais les budgets de recherche et de développement ainsi que les aides gouvernementales fluctuent avec le prix du baril de pétrole et les aides accordées aux autres énergies (photovoltaïque en particulier). Toutefois au court des dernières années se dessine une nette tendance au développement de « fermes éoliennes » ou « parcs éoliens » raccordés aux réseaux de distribution avec les machines de 300KW à 1.5MW. Les travaux sur les machines pour site isolés sont peu nombreux. [9].

Ainsi, l'énergie en provenance du vent a pût être « redécouverte » et de nouveau utilisée (dans les années 40 au Danemark 1300 éoliennes). Au début du siècle dernier, les aérogénérateurs ont fait une apparition massive (6 millions de pièces fabriquées) aux Etats-Unis où ils étaient le seul moyen d'obtenir de l'énergie électrique dans les campagnes isolées. Dans les années 60, fonctionnait dans le monde environ 1 million d'aérogénérateurs. La crise pétrolière de 1973 a relancé de nouveau la recherche et les réalisations éoliennes dans le monde. A la fin des années 80, le nombre de machines installées n'a cessé d'augmenter avec une forte croissance à la fin des années 90 [9].

Le coût de l'énergie éolienne est en baisse constante ces dernières années [5]. Parmi les facteurs ayant provoqué cette baisse, on peut citer la baisse de prix des aérogénérateurs, l'augmentation de la rentabilité et la baisse des coûts de maintenance [5]. Avec la tendance

vers des turbines plus grandes, la baisse des coûts d'infrastructures, et les réductions du coût des matériaux, le prix de l'énergie éolienne continue à diminuer régulièrement. En prenant surtout en compte le coût correspondant à la pollution causée par les autres sources d'énergie, le prix de l'énergie éolienne est encore compétitif.

1.3.2 Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne

Avantages :

- l'énergie éolienne est une énergie renouvelable contrairement aux énergies fossiles.
- L'énergie éolienne est une énergie propre. Elle n'a aucun impact néfaste sur l'environnement comme les autres sources d'énergie qui ont causé un changement radical du climat par la production énorme et directe du CO₂.
- L'énergie éolienne ne présente aucun risque et ne produit évidemment pas de déchets radioactifs contrairement à l'énergie nucléaire.
- Le mode d'exploitation des éoliennes et la possibilité de les arrêter à n'importe quel moment, leur donne l'avantage d'avoir un bon rendement, contrairement aux modes de fonctionnement continus de la plupart des centrales thermiques et nucléaires.

Inconvénients :

- la nature stochastique du vent a une influence sur la qualité de la puissance électrique produite, ce qui représente une contrainte pour les gérants des réseaux.
- Le coût de l'énergie éolienne reste plus élevé par rapport aux autres sources d'énergie classique surtout sur les sites moins ventés [5].
- Le bruit : il a nettement diminué grâce aux progrès réalisés au niveau des multiplicateurs.

1.3.3 Etat de l'art, principes et descriptif de la turbine éolienne

1.3.3.1 Définition de l'énergie éolienne

L'énergie en provenance du vent traverse la turbine éolienne qui est un élément d'interface entre le domaine de la mécanique des fluides et de la mécanique traditionnelle. L'intérêt d'une éolienne se justifie par la possibilité qu'elle apporte de récupérer l'énergie cinétique présentée dans le vent et la transformer en énergie mécanique de rotation, Cette énergie mécanique peut être exploitée principalement de deux manières :

- soit directement pour entraîner par exemple une pompe de relevage d'eau.
- soit pour entraîner une génératrice électrique.

Dans le cas de production d'énergie électrique, on peut distinguer deux types de configuration [1], [11]:

- L'énergie est stockée dans des accumulateurs en vue de son utilisation ultérieure.
- L'énergie est utilisée directement par injection sur un réseau de distribution.

Dans la deuxième configuration, le générateur éolien peut fonctionner isolément ou en parallèle avec une autre source d'énergie électrique. Dans ces deux cas, les considérations économiques seront différentes. Le générateur isolé est, le plus souvent, de puissance assez faible (jusqu'à 20 kW). Pour un fonctionnement en parallèle avec d'autres sources d'énergie électrique, les puissances sont beaucoup plus importantes (100 kW et plus) ; le prix de revient minimal du kilowattheure produit est l'objectif qui imposera le dimensionnement, le choix, et la disposition des différents composants.

Selon la gamme de puissance produite par l'aérogénérateur, on distingue les catégories des éoliennes suivantes [8], [9]:

- Eoliennes de petite puissance : couvre la gamme de puissance de 20W à 50kW réparties en trois catégories : micro éoliennes, 100W maximum, mini éoliennes de 100W à 10kW et petites éoliennes de 10 à 50KW.
- Eoliennes de moyenne puissance : de 50 à quelques centaines de kW.
- Eoliennes de forte puissance : supérieure à 1 MW.

1.3.3.2 Architecture d'une éolienne à axe horizontal

On peut considérer trois composants essentiels dans une éolienne, le rotor, la nacelle et la tour, comme illustré sur la figure (1-5) [12].

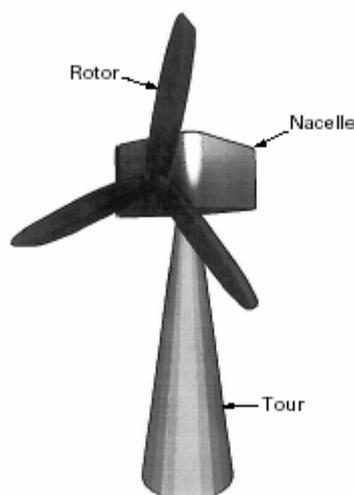


Figure 1-5 : Composants d'une éolienne

Rotor

C'est le capteur d'énergie qui transforme l'énergie du vent en énergie mécanique. Le rotor est un ensemble constitué de pales et de l'arbre primaire, la liaison entre ces éléments étant assurée par le moyeu. Sur certaines machines, l'arbre primaire qui tourne à faible vitesse comporte un dispositif permettant de faire passer des conduites hydrauliques entre la nacelle (repère fixe) et le moyeu (repère tournant). Cette installation hydraulique est notamment utilisée pour la régulation du fonctionnement de la machine (pas des pales variables, freinage du rotor...) [9].

Nacelle

Son rôle est d'abriter l'installation de génération de l'énergie électrique ainsi que ses périphériques. Différentes configurations peuvent être rencontrées suivant le type de la machine. La figure (1-6) présente une coupe d'une nacelle avec ses différents composants :

- le multiplicateur de vitesse : il sert à élever la vitesse de rotation entre l'arbre primaire et l'arbre secondaire qui entraîne la génératrice électrique. En effet, la faible vitesse de rotation de l'éolienne ne permettrait pas de générer du courant électrique dans de bonnes conditions avec les générateurs de courant classiques.
- L'arbre secondaire comporte généralement un frein mécanique qui permet d'immobiliser le rotor au cours des opérations de maintenance et d'éviter l'emballement de la machine [9], [12].
- la génératrice: Différents types de génératrices peuvent être rencontrés.
- un contrôleur électronique chargé de surveiller le fonctionnement de l'éolienne. Il s'agit en fait d'un ordinateur qui peut gérer le démarrage de la machine lorsque la vitesse du vent est suffisante (de l'ordre de 5 m/s), gérer le pas des pales, le freinage de la machine, l'orientation de l'ensemble rotor, nacelle face au vent de manière à maximiser la récupération d'énergie et réduire les efforts instationnaires sur l'installation. Pour mener à bien ces différentes tâches, le contrôleur utilise les données fournies par un anémomètre (vitesse du vent) et une girouette (direction du vent), habituellement situés à l'arrière de la nacelle. Enfin, le contrôleur assure également la gestion des différentes pannes éventuelles pouvant survenir [9], [12].
- divers dispositifs de refroidissement (génératrice, multiplicateur) par ventilateurs, radiateurs d'eau, ou d'huile.
- le dispositif d'orientation de la nacelle : Il permet la rotation de la nacelle à l'extrémité supérieure de la tour, autour de l'axe vertical. L'orientation est généralement assurée

par des moteurs électriques, par l'intermédiaire d'une couronne dentée. De nombreuses éoliennes comportent un système de blocage mécanique de la position de la nacelle suivant une orientation donnée ; cela évite de solliciter constamment les moteurs et permet aussi de bloquer l'éolienne durant les opérations de maintenance [9], [12].

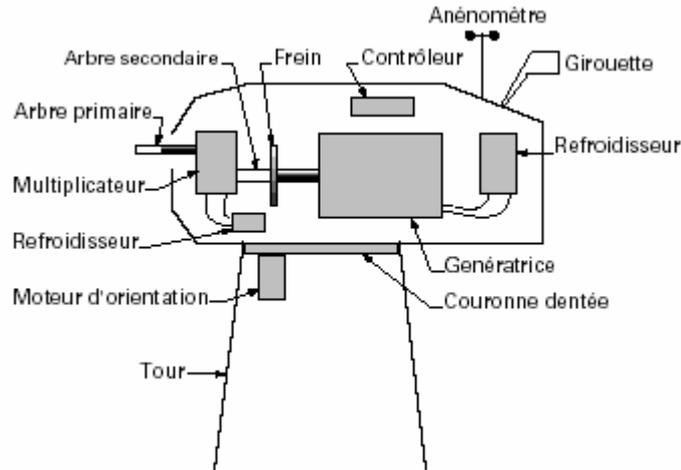


Figure 1-6 : Eléments d'une nacelle [12]

Tour

Son rôle est d'une part de supporter l'ensemble rotor, nacelle pour éviter que les pales ne touchent le sol, mais aussi de placer le rotor à une hauteur suffisante, de manière à sortir autant que possible le rotor du gradient de vent qui existe à proximité du sol, améliorant ainsi le captage de l'énergie. Certains constructeurs proposent ainsi différentes hauteurs de tour pour un même ensemble (rotor, nacelle) de manière à s'adapter au mieux aux différents sites d'implantation.

1.3.3.3 Différents types d'éoliennes

On classe les éoliennes suivant la disposition géométrique de l'arbre sur lequel est montée l'hélice. Il existe principalement deux types de turbines éoliennes:

- Turbines à axe horizontal.
- Turbines à axe vertical.

1.3.3.3.1 Turbines à axe horizontal

La plupart des éoliennes actuellement installées utilisent des turbines à axe horizontal [9], [12]. Les différentes constructions des aérogénérateurs utilisent les voilures à deux, trois pales (les plus courantes) et les multipales figure (1-7).

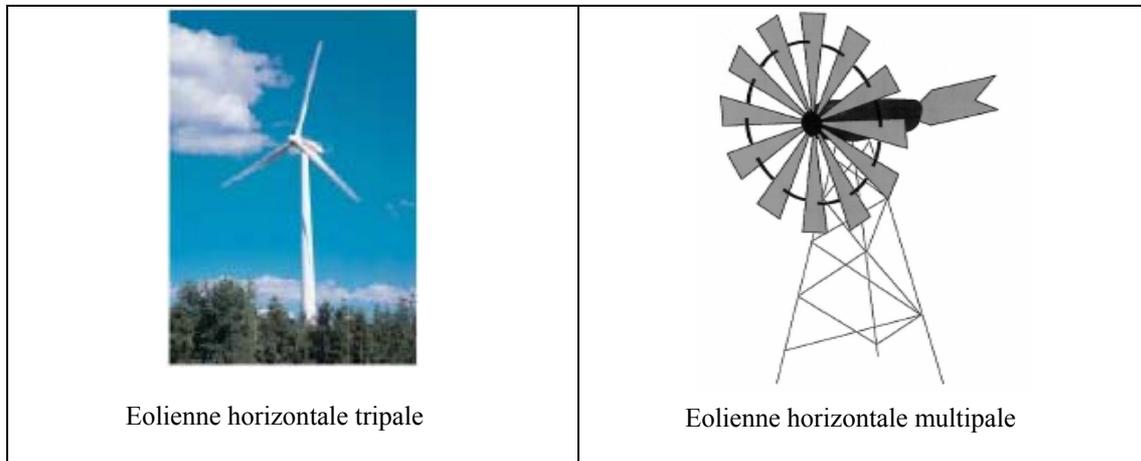


Figure 1-7 : Eoliennes tripales et multipale

La voilure peut être placée avant la nacelle (Eolienne « amont ») et alors un système mécanique d'orientation de la surface active de l'éolienne « face au vent » est nécessaire. Une autre solution qui permet d'alléger la construction par la suppression de tout dispositif mécanique d'orientation est l'emplacement de la turbine derrière la nacelle (Eolienne « aval »). Dans ce cas la turbine se place automatiquement face au vent. Les éoliennes de ce type sont assez rares car des vibrations importantes sont à noter qui sont dues au passage des pales derrière le mat. La figure (1-8) montre les deux procédés [12].

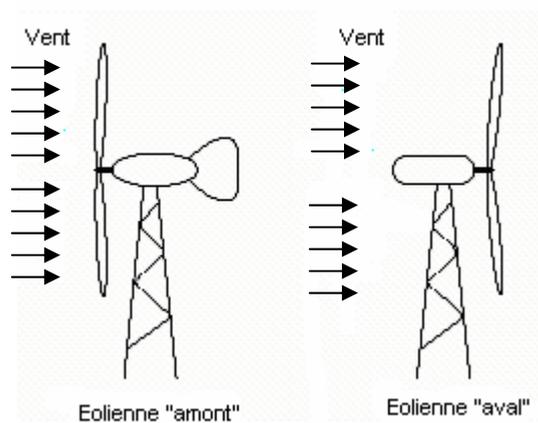


Figure 1-8: Configurations à axe horizontal

1.3.3.3.2 Turbines à axe vertical

Elles présentent certains avantages : machineries au sol, pas besoin d'orientation en fonction de la direction du vent, construction souvent simple. Elles tournent à faible vitesse et sont de ce fait peu bruyantes. Elles présentent par contre des difficultés pour leur guidage mécanique, le palier bas devant supporter le poids de l'ensemble de la turbine [12], [9].

Il existe principalement trois technologies de ce type d'éoliennes (figure 1-9).

- Les turbines Darrieus classiques.
- Les turbines Darrieus à pales droites (type-H).
- Les turbines Savonius.

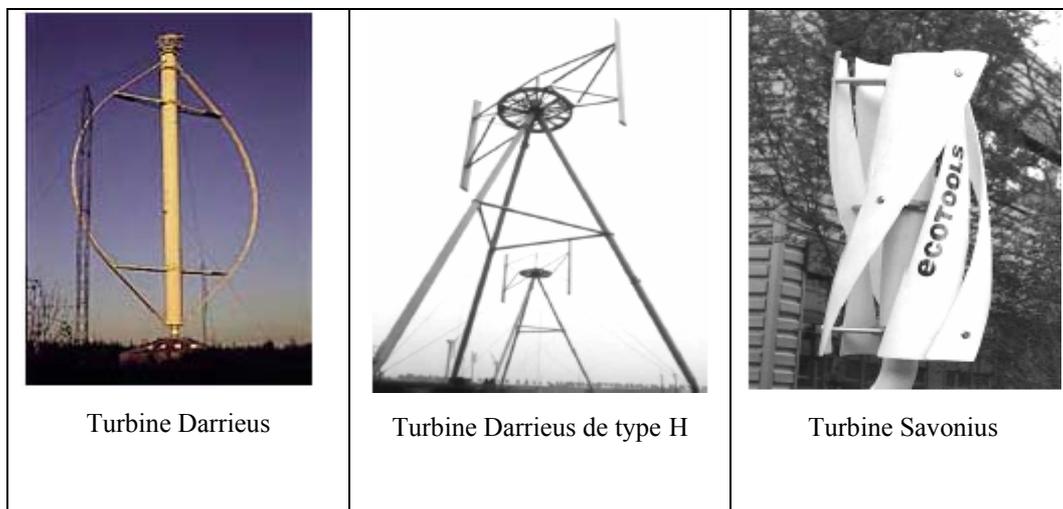


Figure 1-9 : Eoliennes à axe vertical [7]

1.3.3.4 Conception des pales

Les éoliennes à axe horizontal sont les plus répandues grâce à leur rendement élevé [12]. Les ingénieurs évitent aujourd'hui de construire de grandes éoliennes avec un nombre pair de pales, surtout pour des raisons de stabilité. Dans le cas d'une éolienne à structure rigide, il y'aura des problèmes de stabilité si le rotor a un nombre pair de pales : au moment où la pale supérieure fléchit légèrement vers l'arrière, atteignant le point le plus extrême et captant ainsi la puissance maximale du vent, la pale inférieure traverse la zone d'abri créée juste devant la tour [12].

Les éoliennes à marche lente sont munies d'un grand nombre de pales (entre 20 et 40), leur inertie importante impose en général une limitation du diamètre à environ 8m. Leurs coefficients de puissance (figure 1-10) atteint rapidement sa valeur maximale lors de la

montée en vitesse mais décroît également rapidement par la suite. Les éoliennes à marche rapide sont beaucoup plus répandues dans la production de l'énergie électrique et possèdent généralement entre 1 et 3 pales [13].

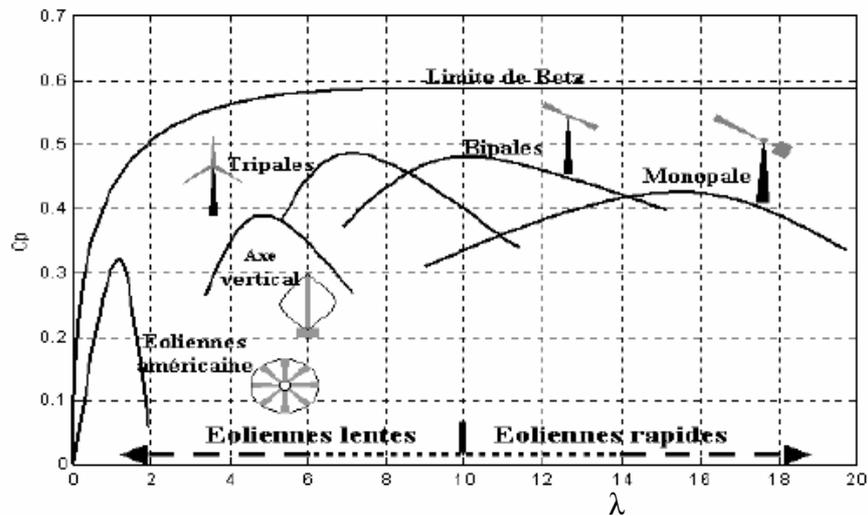


Figure 1-10 : Courbes caractéristiques des aérogénérateurs [13]

Théoriquement, plus le nombre de pales est élevé, meilleur est le rendement dynamique. On augmente alors le coefficient de puissance de 10% en passant d'une pale à deux, de 3% en passant de deux à trois, de 1% en passant de trois à quatre (Figure 1-11) [12], [13].

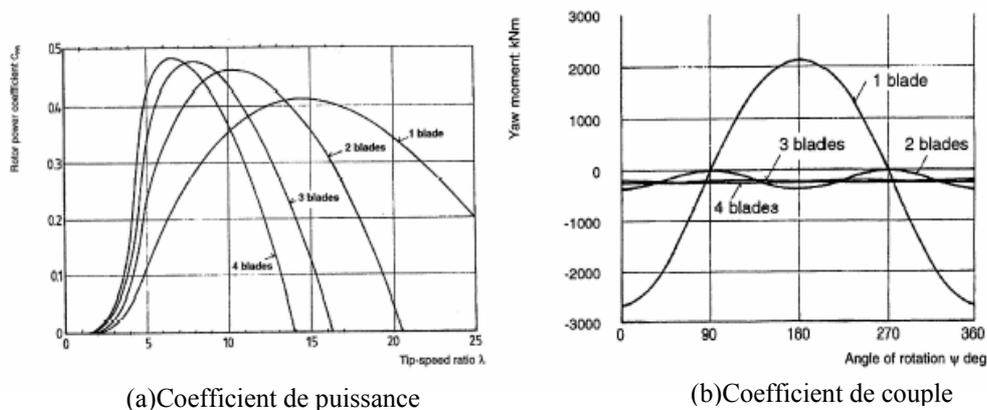


Figure 1-11 : Allure des coefficients de puissance et de couple [13]

1.3.3.4.1 Conception tripale

L'utilisation de rotor à trois pales est prédominante dans l'ensemble des machines de moyennes et grandes puissances, exploitées ou construites dans le monde soit environ 80 % du marché. Ce-ci à cause de leur stabilité dynamique et impact visuel, de plus, leur coefficient de puissance (Figure 1-11-a) atteint des valeurs élevées et décroît lentement lorsque la vitesse augmente [12].

1.3.3.4.2 Conception bipale

Les éoliennes bipales ont certains inconvénients, entre autres parce qu'il leur faudra une vitesse de rotation bien plus élevée pour produire la même quantité d'énergie qu'une éolienne tripales, ainsi, les vibrations cycliques importantes qui peuvent apparaître lorsque la nacelle cherche à suivre le vent et que les pales sont à l'horizontale, ce qui exige une conception très complexe vu qu'elle doit être muni d'un rotor basculant pour éviter ces chocs [12].

1.3.3.4.3 Conception monopale

Les éoliennes monopales sont assez rares, les problèmes étant encore plus prononcés que dans le cas des éoliennes bipales. Outre une vitesse de rotation plus élevée, et des problèmes de bruit et d'impact visuel, l'inconvénient de ce type d'éolienne est le couple de torsion important appliqué sur l'arbre, ainsi pour équilibrer le rotor, il faudra munir l'éolienne d'un balancier du côté du moyeu opposé à la pale [12].

1.3.3.5 Matériaux de la pale

La plupart des pales modernes des grandes éoliennes sont fabriquées en plastique (polyester ou époxy) renforcé par des fibres de verre. L'utilisation de fibres de carbone ou d'aramide comme matériaux de renforcement est une autre possibilité, mais en général, une telle solution s'avérera trop chère pour les grandes éoliennes [9], [14].

Les matériaux composites de bois, bois-époxy ou bois-fibres-époxy n'ont pas encore pénétré le marché des pales, bien qu'on explore toujours les possibilités de leur utilisation pour la fabrication des pales. Les alliages d'acier et d'aluminium posent des problèmes de poids et de fatigue du métal, respectivement. Par conséquent, ces alliages sont actuellement seulement utilisés pour les pales très petites [9].

1.3.4 Stratégies de fonctionnement d'une éolienne

1.3.4.1 Bilan des forces sur une pale

Les modes de fonctionnement d'une hélice peuvent être représentés de la façon suivante (Figure 1-12) [12], [14].

La vitesse du vent arrivant face à un élément de pale, situé à un rayon de r est représentée par le vecteur \vec{V}_a . Le vecteur \vec{V}_t représente la composante de vent due à la rotation de l'aérogénérateur. La résultante de ces deux vecteurs est appelée vent apparent ou vent relatif \vec{W} . Celui-ci engendre un moment M et une force résultante \vec{R} . Cette force peut se

décomposer en une force de traction \vec{F}_{ax} suivant l'axe de l'hélice directement compensée par la résistance mécanique du mat, et une force dans le plan rotor \vec{F}_{rot} , responsable d'un couple

$$C = F_{rot} \cdot r \quad (1-1)$$

Le domaine (A) correspond à celui d'une hélice tractrice où l'énergie est fournie au fluide par l'élément de pale (avion).

Lorsque la résultante \vec{R} se situe dans le domaine (C), c'est le fluide qui fournit de l'énergie à la pale; on se trouve alors dans le cas d'un fonctionnement aéromoteur caractéristique des éoliennes.

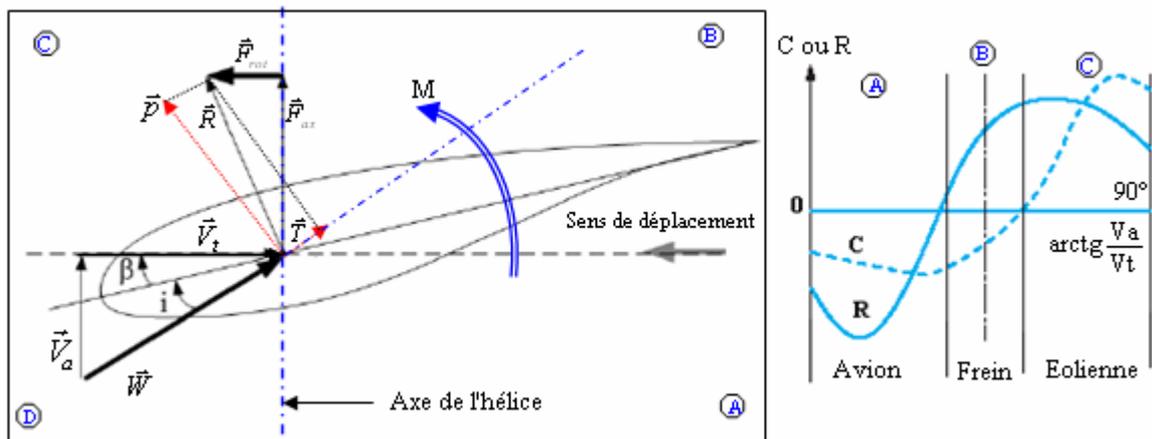


Figure 1-12 : Comportement d'une pale dans un flux

On définit les angles suivants [12], [14] :

- l'angle d'incidence « i » celui que fait la surface de la pale avec la direction du vent apparent.
- L'angle de calage « β » est l'angle formé par la pale et le plan de rotation.

1.3.4.2 Décomposition de la résultante de l'action du vent : traînée et poussée

La résultante R des actions de l'air sur l'élément de la pale peut être décomposée en 2 forces P , et T (figure 1-12) [14].

P (*Poussée*) : perpendiculaire à la direction du vent.

T (*Traînée*) : Dans la même direction du vent.

Les forces P et T peuvent s'exprimer selon le théorème de la variation de la quantité de mouvement sous la forme :

$$P = C_{rot} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot S \cdot W^2 \quad (1-2)$$

$$T = C_{ax} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot S \cdot W^2 \quad (1-3)$$

C_{ax} et C_{rot} sont déterminés en soufflerie et donnés sous forme de diagramme polaire en fonction de l'angle d'incidence figure (1-13) [14].

ρ : la masse volumique de l'air.

S : surface de la portion de pale au vent apparent.

W : vent apparent.

Connaissant P et T, il est possible d'exprimer F_{rot} , et F_{ax} en fonction des angles β et i pour un régime de fonctionnement donné figure (1-12).

$$F_{rot} = P \sin(\beta + i) - T \cos(\beta + i) \quad (1-4)$$

$$F_{ax} = P \cos(\beta + i) + T \sin(\beta + i) \quad (1-5)$$

$$\beta + i = \Phi \quad (1-6)$$

Le couple moteur pour la portion de pales considérée est égal à :

$$C = r [P \sin(\beta + i) - T \cos(\beta + i)] \quad (1-7)$$

Le couple moteur total est égale à la somme de tous les couples élémentaires le long de la pale compte tenu du fait que « i » varie de l'origine à l'extrémité de la pale.

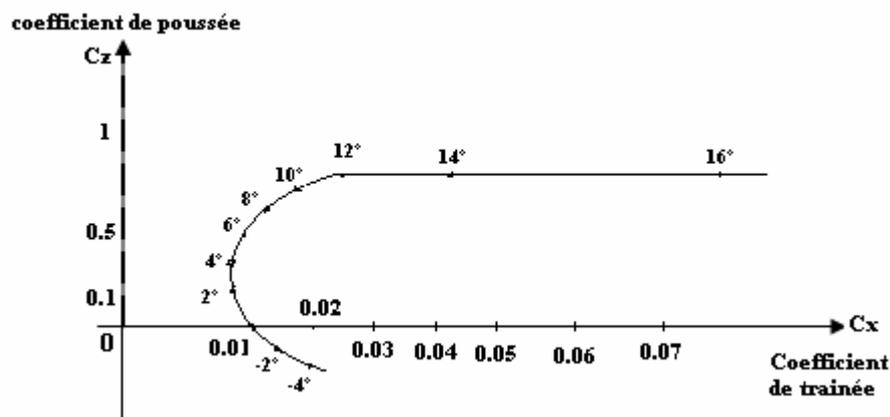


Figure 1-13: Polaire de profil – i en fonction de C_z et C_x [14]

En mettant $x = \frac{P}{T}$, on démontre que le rendement de la portion de la pale qui est égal au rapport de la puissance récupérée sur la puissance fournie par le vent est une fonction du rapport $\frac{C_z}{C_x}$ en fonction de i .

Le graphe (1-14) représente la variation du rapport $\frac{P}{T}$ c'est-à-dire $\frac{C_z}{C_x}$ en fonction de i [14].

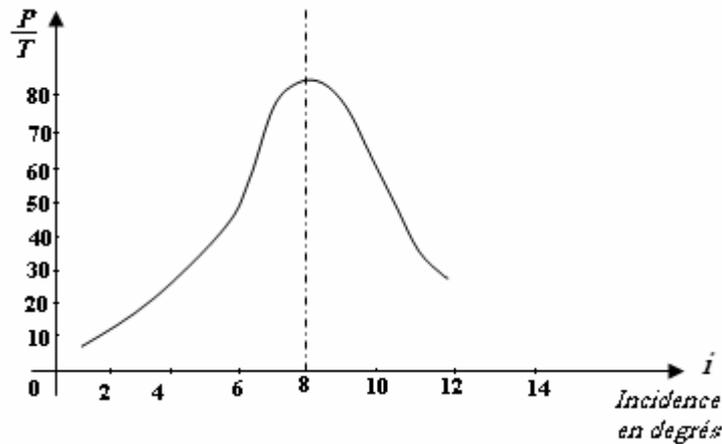


Figure 1-14: Angle d'incidence optimum d'un profil obtenu à partir de la polaire [14]

Il existera donc pour chaque portion de pale un angle d'incidence optimal. Ce qui explique que pour améliorer le rendement d'une hélice, il sera possible de faire varier le calage de chaque portion de pale. Cette propriété sera utilisée pour la régulation.

1.3.4.2 Systèmes de régulation de la vitesse de rotation de l'éolienne

Les éoliennes sont en générale construites de manière à atteindre leurs performances à une certaine vitesse de vent V_n . En cas de vitesse de vent supérieur à V_n , il est nécessaire de perdre une partie de l'énergie supplémentaire contenue dans le vent afin d'éviter tout endommagement de l'éolienne. Toutes les éoliennes sont donc conçues avec un système de régulation de la puissance. Il y'a deux manières différentes de contrôler en toute sécurité la puissance extraite à sa valeur nominale [9] :

1.3.4.2.1 Système de décrochage aérodynamique (Stall control)

Consiste à concevoir la géométrie de la pale de façon à mettre à profit, en cas de vitesses de vent trop élevées, le décrochage aérodynamique en provoquant de la turbulence sur la partie de la pale qui n'est pas face au vent (figure 1-15), ce qui empêche la portance d'agir sur le

rotor. Ce système est utilisé généralement dans les éoliennes à vitesse fixe de petites puissances [9].



(a) Ecoulement d'air sur une pale en régime « normal »



(b) Ecoulement d'air sur une pale en situation de décrochage

Figure 1-15 : Système de décrochage aérodynamique [9]

Le système de régulation par décrochage aérodynamique a l'avantage d'éviter l'installation de pièces mobiles dans le rotor. L'inconvénient est qu'une telle régulation pose de grands défis à la conception aérodynamique des pales afin d'éviter l'apparition de vibrations par décrochage.

1.3.4.2.2 Système d'orientation des pales (pitch control)

Nous avons vu dans l'expression du couple moteur que la résultante des forces appliquées à chaque pale dépendait de l'angle (calage + incidence).

La régulation consiste à conserver la force F_{ax} constante, donc une fréquence de rotation constante de l'hélice pour toute une gamme de vitesse de vent comprise entre la vitesse dite vitesse nominale V_n et la vitesse maximale admissible par la machine.

Cette régulation est obtenue en faisant varier l'angle de calage, et par suite l'angle d'incidence en pivotant les pales face aux fortes vitesses de vent par un dispositif de commande appelé

« Pitch control » (Figure 1-16). Ce-ci ajuste la portance des pales à la vitesse du vent et limite ainsi la puissance générée en modifiant le coefficient de puissance à des valeurs relativement faibles. A la vitesse maximale du vent, les pales atteignent leurs positions extrêmes et se disposent « en drapeau ». Inversement, les pales seront pivotées de manière à pouvoir mieux capter de nouveau l'énergie du vent, dès que le vent aura baissé d'intensité.

Le système de régulation de la puissance par orientation des pales possède les avantages suivants [15]:

- 1- L'énergie produite est plus importante dans la plage de fonctionnement correspond aux grandes vitesses de vent par rapport au premier système.
- 2- Il offre un contrôle actif de puissance dans une large variation de la vitesse du vent.
- 3- Il facilite le freinage de l'éolienne.
- 4- Il réduit les efforts mécaniques pour un fonctionnement à puissance nominale.

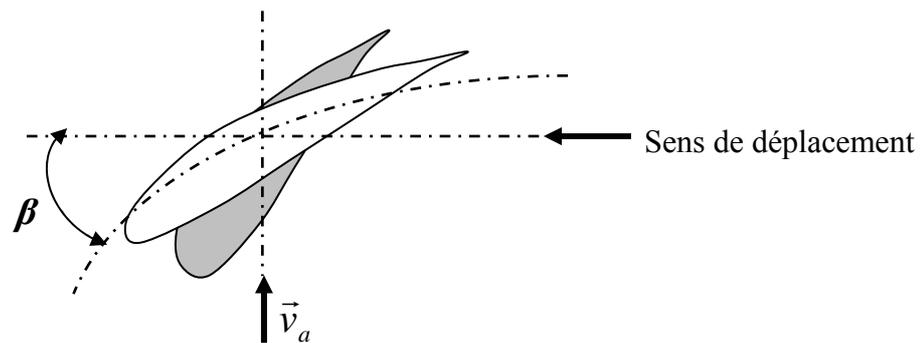


Figure 1-16 : Variation de l'angle de calage d'une pale

Il existe divers types de systèmes de régulation de l'angle de calage de pales. Le pas peut être variable tout le long de la pale, ou uniquement sur le bout des pales. L'angle de calage est commandé soit par des masses en rotation utilisant la force centrifuge, soit par un système hydraulique ou des moteurs électriques. Le système hydraulique est le plus utilisé dans les aérogénérateurs de petites et moyennes puissances, alors que le système électrique est utilisé uniquement pour les grandes éoliennes [12], [14].

1.4 Etat de l'art sur la conversion électromécanique

La configuration électrique d'un aérogénérateur a une grande influence sur son fonctionnement. Le fait qu'une éolienne fonctionne à vitesse fixe ou à vitesse variable dépend

par exemple de cette configuration [16]. Les avantages et inconvénients de chaque configuration peuvent se résumer comme suit :

1.4.1 Fonctionnement à vitesse fixe

Avantages:

Les avantages principaux de ce type :

- 1- système électrique plus simple.
- 2- moins cher.
- 3- pas besoin de système électronique.
- 4- plus fiable (moins d'entretien).

Inconvénients:

- 1- l'énergie captée n'est pas forcément optimale.
- 2- difficulté de contrôler la puissance transmise au réseau.
- 3- présence des efforts et oscillations du couple dans le train de puissance.

1.4.2 Fonctionnement à vitesse variable

Avantages principaux de ce type:

- 1- Optimisation de l'énergie captée grâce à la possibilité de contrôler la vitesse du rotor.
- 2- Contrôle du transfert de puissance et énergie propre envoyée au réseau.
- 3- Réduction des contraintes mécaniques subites par le train de puissance. Les turbulences et rafales de vent peuvent être absorbées, l'énergie absorbée du vent est donc emmagasinée dans l'inertie mécanique de la turbine, réduisant ainsi les oscillations de couple [16].
- 4- Génération d'une puissance électrique de meilleure qualité.
- 5- Ce type de machines offre une constante de temps plus grande du système de contrôle de l'angle de calage, ce qui réduit sa complexité [16].
- 6- Réduction des bruits acoustiques.

Inconvénients :

- 1- Utilisation de machines spéciales.
- 2- Coûts supplémentaires plus importants (convertisseur, commande,..).
- 3- Complexité des convertisseurs de puissance utilisés.

- 4- Gestion du transfert de puissance entre les convertisseurs, et placement au point de puissance optimum de l'éolienne.

1.4.3 Générateurs et topologies

Les deux types de machines utilisées dans les systèmes éoliens sont les machines synchrones et les machines asynchrones sous leurs diverses variantes [11], [17]. On donne dans cette section les topologies importantes et leurs caractéristiques principales.

1.4.3.1 Générateur synchrone

1.4.3.1.1 Générateur synchrone à rotor bobiné

Ce type de machine est utilisé dans la plupart des procédés traditionnels de production d'électricité, notamment dans ceux de très grandes puissances (centrales thermiques, hydrauliques ou nucléaires) [11], [16], [17]. Le champ créé par la rotation du rotor doit tourner à la même vitesse que le champ statorique. Ainsi, si la génératrice est directement connectée au réseau, sa vitesse de rotation doit être rigoureusement proportionnelle à la fréquence du réseau. Ces machines présentent aussi le défaut d'imposer la présence d'un multiplicateur de vitesse. Elles sont en effet bien adaptées à des vitesses de rotation relativement importantes et un couple insuffisant pour un couplage mécanique direct sur la turbine. Par contre, les machines synchrones sont connues pour offrir des couples très importants à dimensions géométriques convenables. Elles peuvent donc être utilisées avec un entraînement direct sur les turbines éoliennes. Ce-ci pose le problème d'adaptation de ce type de machines avec le système éolien pour maintenir la vitesse de rotation de l'éolienne strictement fixe et pour synchroniser la machine avec le réseau. En conséquence de cette grande rigidité de la connexion génératrice - réseau, les fluctuations du couple capté par l'aérogénérateur se propagent sur tout le train de puissance, jusqu'à la puissance électrique. C'est pourquoi les machines synchrones ne sont pas utilisées dans les aérogénérateurs directement connectés au réseau, et nécessitent une interface d'électronique de puissance entre le stator de la machine et le réseau (Figure 1-17, 1-18) ce qui permet d'autoriser un fonctionnement à vitesse variable dans une large plage de variation [11], [16], [17].

Les machines synchrones à rotor bobiné demandent un entretien régulier du système de contacts glissants au rotor. Le circuit d'excitation est assuré par l'intermédiaire d'un redresseur connecté au réseau. Les sites isolés ne sont pas donc adaptés à ces génératrices qu'en présence d'une batterie de condensateurs ou d'une source de tension indépendante.

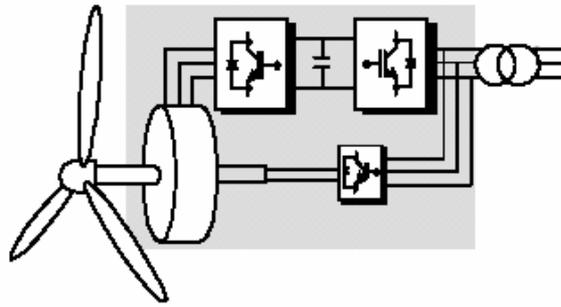


Figure 1-17: système éolien basé sur la machine synchrone à rotor bobiné et convertisseur MLI [17]

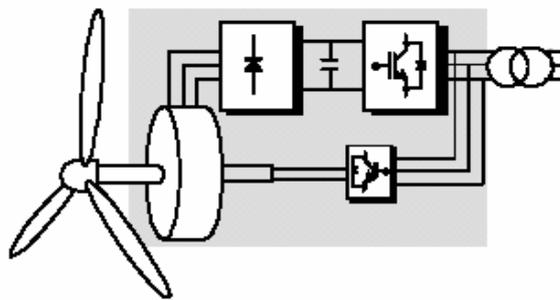


Figure 1-18 : système éolien basé sur la machine synchrone à rotor bobiné et redresseur à diodes [17]

1.4.3.1.2 Générateur synchrone à aimants permanents (GSAP)

Le développement des matériaux magnétiques a permis la construction des machines synchrones à aimants permanents à des coûts qui deviennent compétitifs [2]. Les machines de ce type sont à grand nombre de pôles et permettent de développer des couples mécaniques considérables [2], [18]. Il existe plusieurs concepts de machines synchrones à aimants permanents dédiées aux applications éoliennes, des machines de construction standard (aimantation radiale) ou génératrices discoïdes (champs axial), ou encore à rotor extérieur [57], [18], [19].

Le couplage de ces machines avec l'électronique de puissance devient de plus en plus viable économiquement, ce qui en fait un concurrent sérieux des génératrices asynchrones à double alimentation [17],[20]. Les systèmes de ce type ont un taux de défaillance jugé faible grâce à la suppression de certaines sources de défauts : suppression du multiplicateur de vitesse et du système de bague et balais (Figure 1-19). Les frais d'entretien sont alors minimisés ce qui est très intéressant dans les applications éoliennes, en particulier dans les sites difficilement accessibles (offshore par exemple). La présence obligatoire de l'électronique de puissance

permet enfin une régulation simple de la vitesse de rotation et donc une optimisation énergétique efficace.

L'inconvénient majeur de l'utilisation de la GSAP est le coût des aimants utilisés. Toutefois certains d'entre eux sont réalisés à l'aide de terres rares et sont par conséquent très coûteux, bien que leur utilisation de plus en plus fréquente tende à faire baisser leur prix. De plus, les variations importantes de couples électromagnétiques qui peuvent avoir lieu dans un système éolien risquent d'entraîner une démagnétisation des aimants lorsqu'ils sont constitués de matériaux classiques. Ceci contribue largement à la diminution de leur durée de vie [12], [21].

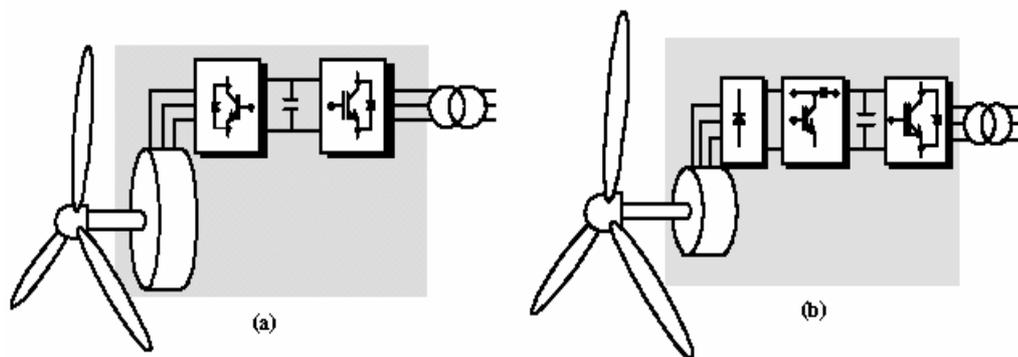


Figure 1-19 : systèmes éoliens basés sur la machine synchrone à aimants permanents [17]

- (a) GSAP avec convertisseurs MLI
- (b) GSAP avec redresseur, hacheur et convertisseur MLI

Dans la configuration de la GSAP de la figure (1-19-b), la génératrice est connectée à un redresseur triphasé suivi d'un hacheur, qui a pour rôle de contrôler le couple électromagnétique. La liaison au réseau est assurée par un onduleur MLI qui assure la régulation de la tension du bus continu aussi bien qu'il contrôle le facteur de puissance. L'inconvénient de cette configuration est l'utilisation du redresseur, ce qui augmente l'amplitude du courant et la déformation de la tension. En conséquence, cette configuration a été considérée pour les petites puissances (inférieures à 50KW) [17].

Dans la configuration de la figure (1-19-a), un redresseur MLI est placé entre la génératrice et le bus continu, et la liaison au réseau est assurée par un onduleur MLI. L'avantage de cette configuration par rapport à la configuration précédente est l'utilisation de la commande vectorielle ce qui permet à la génératrice de fonctionner au voisinage du point optimal [22]. Cependant, ces performances dépendent de la bonne connaissance des paramètres de la génératrice qui dépendent de la température et la fréquence [17]. En choisissant judicieusement les paramètres du système représenté sur la figure (1-20), un système à vitesse

« non constante », à coût minimum et énergétiquement assez performant peut être obtenu [25].

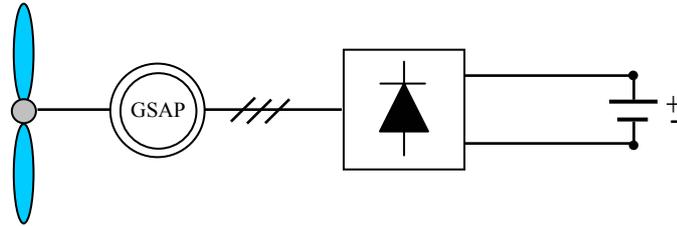


Figure 1-20 : Système éolien à coût minimum basé sur GSAP [7]

1.4.3.1.2.1 Machine synchrone à aimants permanents à flux axial

Cette machine possède la particularité d'avoir un champ magnétique axial contrairement à la machine synchrone classique où le champ est radial (Figure 1-21) [18], [19], [20]. L'interaction engendrée par le courant traversant une bobine statorique, et le flux créé par les aimants permanents, produit une force magnétomotrice sur la périphérie du rotor qui lui fait tourner.

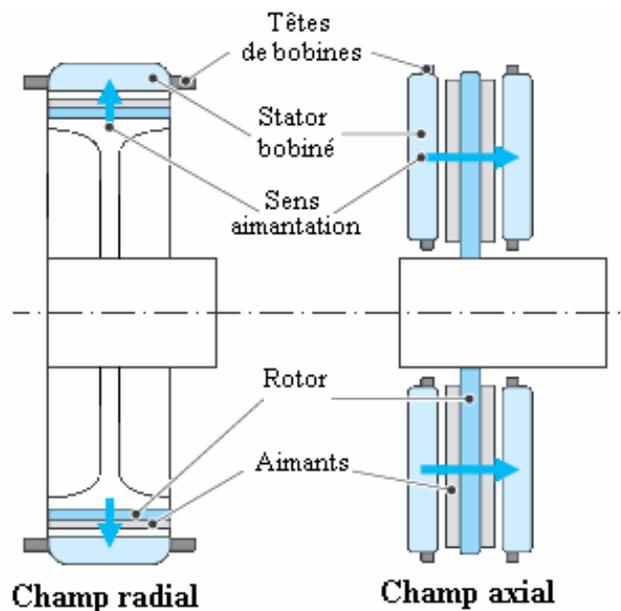


Figure 1-21 : MSAP classique et discoïde [20]

1.4.3.1.2.1.1 Types de machines synchrones à aimants permanents à flux axial

Parmi les machines synchrones à aimants permanents à flux axial, on trouve :

1.5.3.1.2.1.1.1 MSAP discoïde avec deux stators et un rotor

La structure de cette machine est illustrée sur la figure (1-22). Elle est composée d'un disque rotorique entouré par deux disques statoriques [18], [19]. Le disque rotorique est constitué d'un circuit magnétique torique portant les aimants permanents sur une ou deux faces. Le disque statorique est constitué d'un circuit magnétique torique à section rectangulaire portant les bobinages statoriques. Ces derniers peuvent être enroulés autour du tore statorique, ou encore, ils peuvent être logés dans des encoches disposées radialement tout au long de l'entrefer [18], [19]. Cette structure axiale permet de réaliser une machine modulaire en disposant plusieurs étages les uns à côté des autres et en les connectant en parallèle [20].

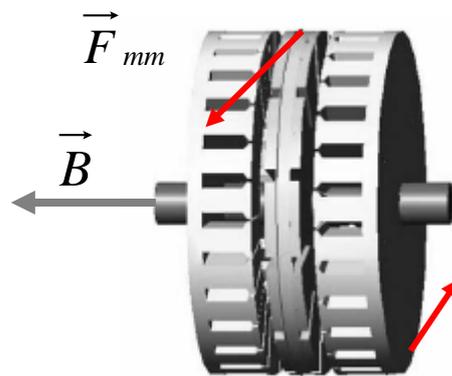


Figure 1-22 : MSAP à rotor discoïde et double stator [18]

1.4.3.1.2.1.1.2 MSAP discoïde avec deux rotors et un stator

Cette configuration consiste à un disque statorique entouré par deux disques rotoriques comme le montre la Figure (1-23) [19].

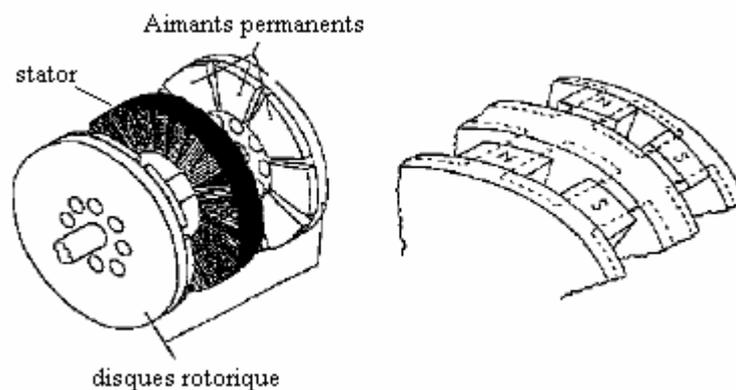


Figure 1-23 : MSAP discoïde avec stator et double rotor [19]

1.4.3.1.2.1.1.3 MSAP discoïde unilatérale avec contrepoids du côté rotor

Dans cette configuration simple, on ne trouve qu'un seul stator et un seul rotor. Cependant, une grande force d'attraction est appliquée entre le stator et le rotor. Pour créer une force de contre réaction et éviter ainsi le déplacement axial du rotor, il est nécessaire de placer un contrepoids de l'autre coté du rotor (Figure 1-24) [18], [19].

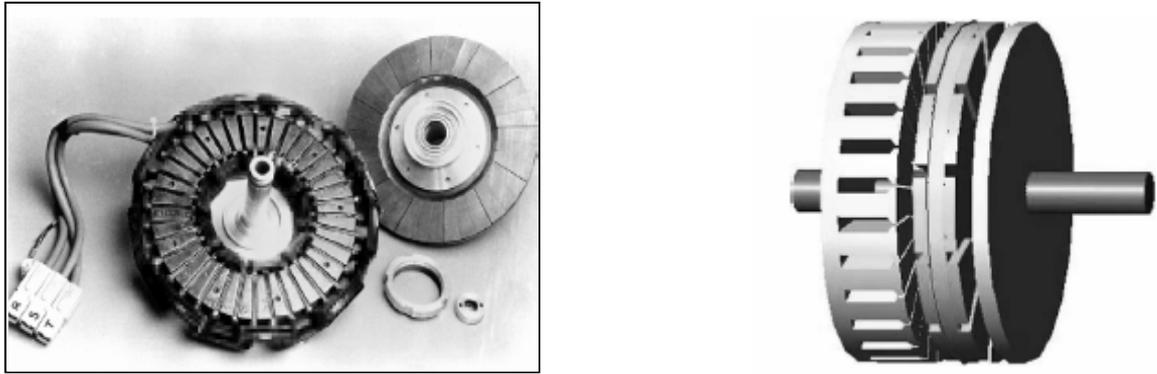


Figure 1-24 : MSAP discoïde unilatérale avec contrepoids du côté rotor [18], [19]

1.4.3.1.2.1.1.4 MSAP discoïde unilatérale avec contrepoids du côté stator

Cette configuration est similaire à la précédente, à l'exception que dans ce cas, le contrepoids est remplacé par un rotor additif [18], [19].

1.4.3.1.2.1.1.4 Machine synchrone à aimants permanents à rotor extérieur

Comme illustré sur la figure (1-25), le bobinage statorique est fixé dans le centre de la machine, tandis que les aimants du rotor sont placés régulièrement le long de la circonférence interne du tambour rotatif, et sont ainsi exposés directement au vent, ce qui améliore leur refroidissement [18]. Les pales de la turbine éolienne sont bien boulonnées sur le tambour, ce qui réalise un accouplement direct entre la turbine et la génératrice. La périphérie étendue du rotor, offre la possibilité de prévoir des structures multipôles [18], [19].

Ces machines sont conçues spécialement pour être employées dans un ensemble éolien à axe vertical de type Savonius [7]. Compte tenu de la gamme de vitesse de rotation de l'éolienne, le nombre élevé de pôles sert à obtenir une fréquence électrique suffisante sans avoir recours au multiplicateur mécanique, ce qui permet de réduire les pertes mécaniques et d'augmenter la durée de vie du système. La génératrice est conçue pour un fonctionnement vertical; elle est équipée d'un jeu de roulements internes adaptés.

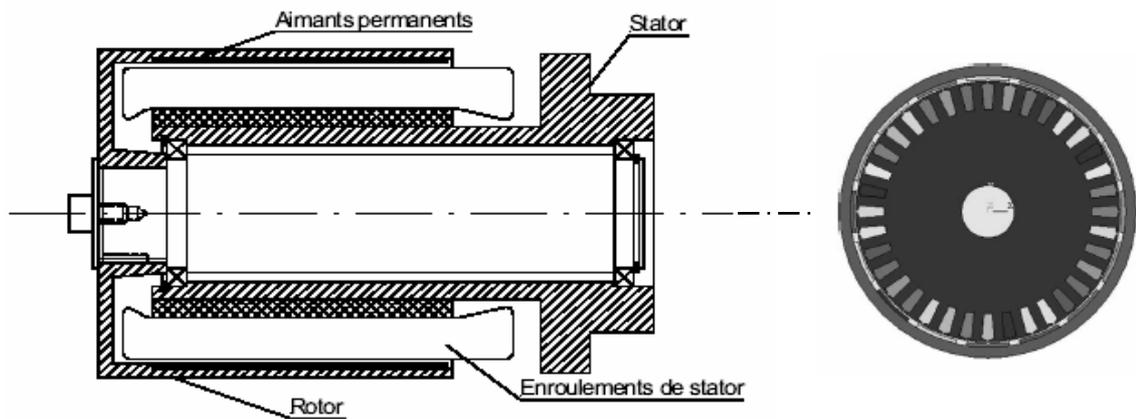


Figure 1-25: MSAP à rotor extérieur [7]

1.4.3.2 Générateur asynchrone

La génératrice asynchrone à cage d'écurueil équipe actuellement une grande partie des éoliennes installées dans le monde car elles offrent des performances attractives en terme de coût d'investissement, tout particulièrement dans les solutions de base où elles sont directement connectées au réseau [20]. La plupart des applications utilisant la machine asynchrone sont destinées à un fonctionnement en moteur (cela représente d'ailleurs un tiers de la consommation mondiale d'électricité), mais cette machine est tout à fait réversible et ses qualités de robustesse et de faible coût ainsi que l'absence de balais collecteurs ou de contacts glissants sur des bagues la rendent tout à fait appropriée pour l'utilisation dans les conditions parfois extrêmes que présente l'énergie éolienne [20]. La caractéristique couple/vitesse d'une machine asynchrone à deux paires de pôles est donnée sur la figure 1-26 [23].

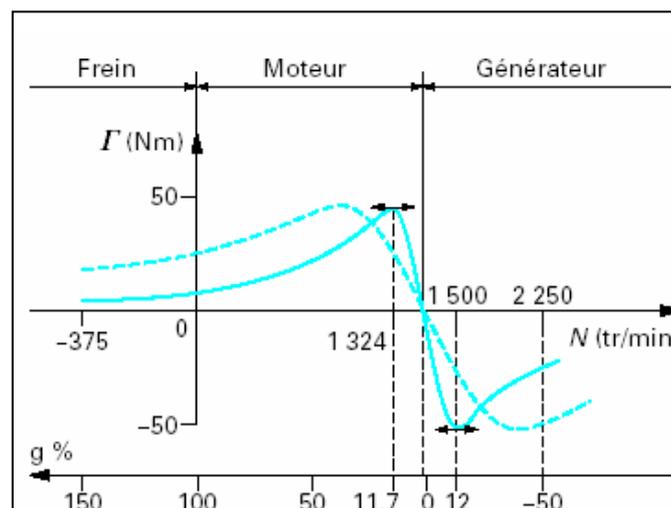


Figure 1-26 : Caractéristiques couple/vitesse d'une machine asynchrone à 2 paires de pôles

Les machines électriques asynchrones sont les plus simples à fabriquer et les moins coûteuses [7]. Elles ont l'avantage d'être standardisées, fabriquées en grande quantité et dans une grande échelle des puissances [7]. Elles sont aussi les moins exigeantes en terme d'entretien et présentent un taux de défaillance très peu élevé [7]. Dans les aérogénérateurs de grandes puissances avec pales importantes, la vitesse de rotation est peu élevée. Il est donc nécessaire d'insérer entre la turbine et la machine asynchrone un multiplicateur mécanique de vitesse.

1.4.3.2.1 GAS à cage connecté au réseau par l'intermédiaire de redresseur - onduleur

Le dispositif de base est représenté sur la figure (1-27). Cette configuration autorise un fonctionnement à vitesse variable sans limite physique théorique [7], [21]. En effet, quelle que soit la vitesse de rotation de la machine, la tension produite est redressée et transformée en tension continue. Le fonctionnement de l'onduleur est alors classique et une commande adéquate permet de délivrer une tension alternative de fréquence fixe correspondant à celle du réseau avec un facteur de puissance unitaire. La puissance nominale de la génératrice détermine alors la puissance maximale que peut fournir l'éolienne. Les convertisseurs utilisés sont dimensionnés pour la totalité de cette puissance échangée entre la machine et le réseau. Ils représentent donc un coût important, des pertes non négligeables (jusqu'à 3% de la puissance nominale de la machine) et entraînent des perturbations qui nuisent au rendement et à la qualité de l'énergie délivrée. De plus, la présence des capacités est indispensable pour fournir l'énergie réactive nécessaire à la magnétisation de la machine. Cette énergie ne peut pas être fournie par le réseau car le redresseur est unidirectionnel [21].

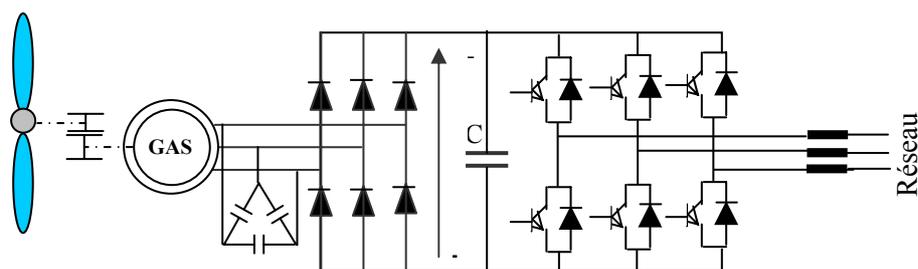


Figure 1-27 : GAS à cage connecté au réseau par l'intermédiaire d'un ensemble redresseur – onduleur [21]

1.4.3.2.2 Générateur asynchrone à cage avec convertisseurs MLI

L'introduction de convertisseurs de puissance composés d'un redresseur MLI dont la structure (figure 1-28) est semblable à celle de l'onduleur entre la machine et le réseau, permet comme pour la machine synchrone de découpler la fréquence du réseau et la vitesse de

rotation de la machine, et de faire fonctionner l'aérogénérateur à vitesse variable [21]. Dans ce cas, le transfert de puissance réactive est contrôlable et se fait du bus continu vers la machine et le transfert de puissance active est identique au cas du redresseur simple. Cette solution alourdit toutefois le dispositif en terme de coût et de complexité de mise en oeuvre.

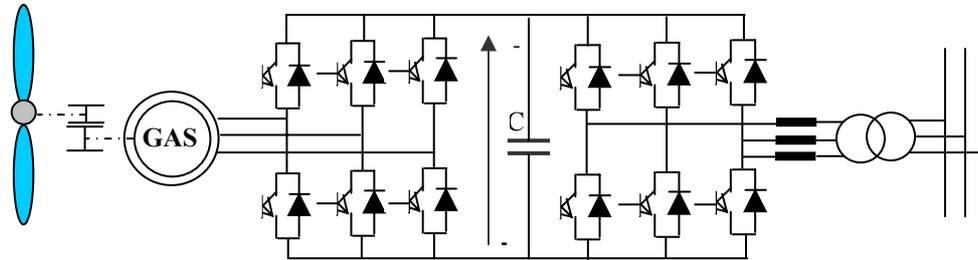


Figure 1-28 : Aérogénérateur asynchrone à cage avec convertisseurs MLI [21]

1.4.3.2.3 Générateur asynchrone à cage connecté directement au réseau

La majorité des applications en éolien (environ 85%) sont à vitesse de rotation constante et à connexion directe sur le réseau électrique comme le montre la figure (1-29) [21]. La simplicité de la configuration de ce système (aucune interface entre le stator et le réseau et pas de contacts glissants) permet de limiter la maintenance sur la machine. Ce type de convertisseur électromécanique est toutefois consommateur d'énergie réactive nécessaire à la magnétisation du rotor de la machine, ce qui détériore le facteur de puissance global du réseau. Celui-ci peut-être toutefois amélioré par l'adjonction de capacités représentées sur la figure (1-29) qui deviennent la seule source de puissance réactive dans le cas d'un fonctionnement autonome de l'éolienne [21].

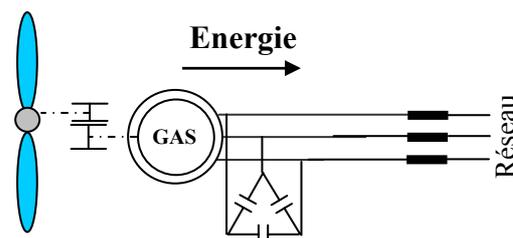


Figure 1-29 : système éolien basé sur GAS à cage connectée directement au réseau [21]

1.4.3.2.4 Générateur asynchrone à double stator

Pour améliorer le rendement du dispositif précédent, certains constructeurs utilisent un système à base de machine asynchrone à double stator Figure (1-30). Un stator de faible puissance à grand nombre de paires de pôles est conçu pour les petites vitesses de vent. Un stator de forte puissance à faible nombre de paires de pôles permettant de fonctionner à des

vitesse de vent élevées [21]. Ce système reste intrinsèquement un dispositif à vitesse fixe mais possède deux points de fonctionnement différents. Le bruit ainsi engendré par l'éolienne est alors plus faible pour les petites vitesses de vent car l'angle de calage nécessaire à l'orientation des pales atteint des valeurs moins élevées. La présence d'un deuxième stator rend la conception de la machine particulière et augmente le coût et le diamètre de façon non négligeable, ce qui représente une augmentation du poids et de l'encombrement de l'ensemble [21].

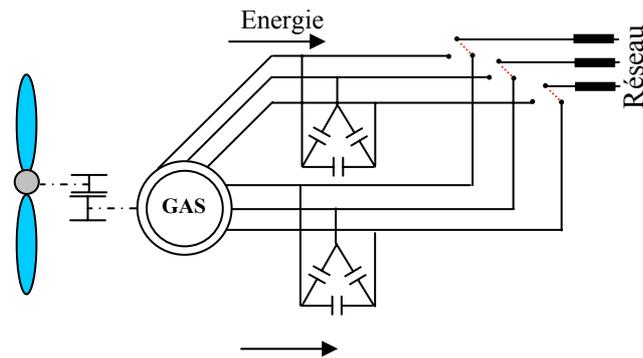


Figure 1-30 : système éolien basé sur GAS à double stator [21]

1.4.3.2.5 GAS à rotor bobiné connecté directement au réseau

Les machines asynchrones à rotor bobiné offrent un potentiel économique très attractif pour la variation de vitesse. Malgré un surcoût (machines non standard et construction plus complexe) par rapport à une machine à cage et la présence d'un système bagues-balais triphasé, elles permettent d'exploiter des variateurs électroniques de puissance réduite [20].

La figure (1-31) représente un système éolien basé sur une génératrice asynchrone à rotor bobiné avec réglage de la résistance rotorique. L'idée de cette configuration est de contrôler la résistance du rotor par l'intermédiaire d'un convertisseur d'électronique de puissance et ainsi de commander le glissement de la machine sur un domaine de variation de 10% [20].

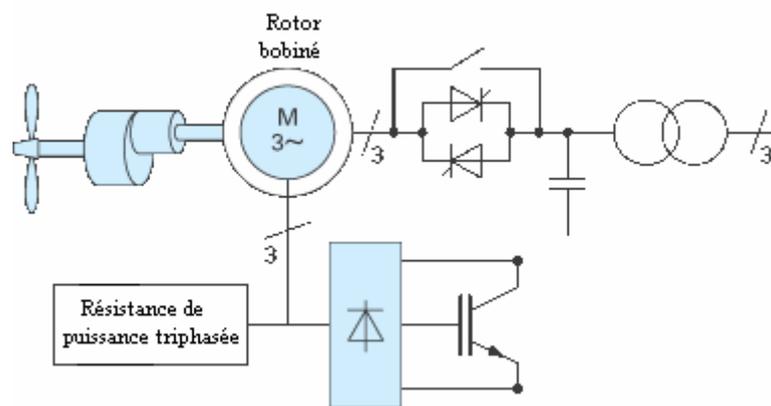


Figure 1-31 : Aérogénérateur asynchrone à rotor bobiné avec réglage de la résistance rotorique [20]

Même si elle dégrade a priori le rendement électromagnétique, cette légère variation de vitesse contribue à augmenter le rendement global de l'ensemble turbine-générateur. La figure (1-31) montre la structure générale d'un tel système avec redresseur triphasé à diodes au rotor et hacheur pour le réglage continu de la résistance triphasée grâce au réglage du rapport cyclique de conduction du transistor de puissance.

1.4.3.2.6 GAS à double alimentation type rotor bobiné

La machine asynchrone à double alimentation (MADA) à rotor bobiné représente actuellement l'une des deux solutions concurrentes en éolien à vitesse variable avec les génératrices synchrones [7]. Elle est caractérisée par un stator triphasé identique à celui des machines asynchrones classiques et un rotor contenant également un bobinage triphasé accessible par trois bagues munies de contacts glissants. Intégrée dans un système éolien, la machine a généralement son stator connecté au réseau et l'énergie rotorique varie selon différents systèmes.

Ces machines sont un peu plus complexes que des machines asynchrones à cage avec lesquelles elles ont en commun de nécessiter un multiplicateur de vitesse [7]. Leur robustesse est légèrement diminuée par la présence de système à bagues et balais, mais le bénéfice du fonctionnement à vitesse variable est un avantage suffisant pour que de très nombreux fabricants (Vestas, Gamesa,...) utilisent ce type de machines. Les vitesses de rotation nominales de ces machines sont d'habitude un peu moins élevées par rapport aux machines à cage d'écureuil alors le rapport de multiplicateur de vitesses peut être moins important [7].

1.4.3.2.7 Machine asynchrone à double alimentation à énergie rotorique dissipée

Cette configuration à vitesse variable est représentée sur la figure (1-32), le stator est connecté directement au réseau et le rotor est connecté à un redresseur. Une charge résistive est alors placée en sortie du redresseur par l'intermédiaire d'un hacheur. Le contrôle de l'hacheur permet de faire varier l'énergie dissipée par le bobinage rotorique et de fonctionner à vitesse variable (environ 10% autour de la vitesse de synchronisme) en restant dans la partie stable de la caractéristique couple/vitesse de la machine asynchrone. Le glissement est ainsi modifié en fonction de la vitesse de rotation du moteur [20].

L'inconvénient de cette solution est la dissipation de la puissance dans les éléments résistives.

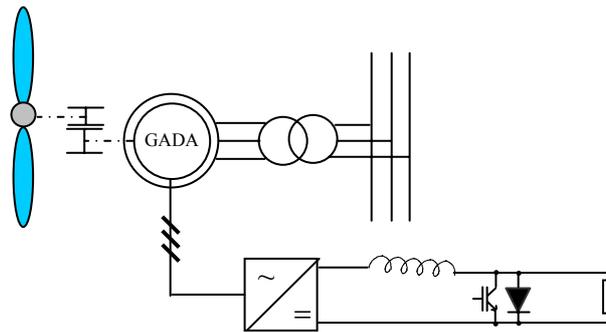


Figure 1-32 : MADA avec contrôle du glissement par l'énergie dissipée [7]

1.4.3.2.8 MAS à double alimentation – structure de Kramer

Dans le but de réduire les pertes d'énergie dues à la structure du système précédent, le hacheur et la résistance sont remplacés par un onduleur qui renvoie l'énergie de glissement vers le réseau (structure de Kramer), (Figure 1-33) [21].

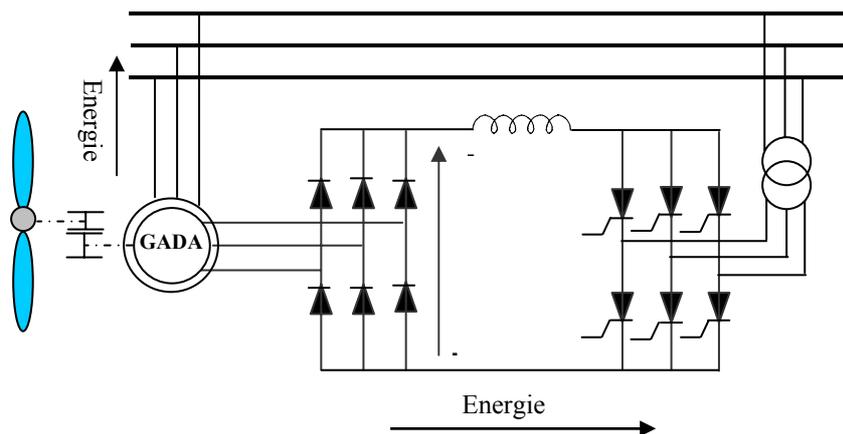


Figure 1-33 : MADA, structure de Kramer [21]

L'ensemble redresseur onduleur est alors dimensionné pour une fraction de la puissance nominale de la machine [21]. Ce système est avantageux s'il permet de réduire la taille du convertisseur par rapport à la puissance nominale de la machine. Le redresseur est unidirectionnel (transfert d'énergie uniquement du rotor de la machine vers le réseau) donc le système ne peut produire de l'énergie que pour des vitesses de rotation supérieures au synchronisme.

1.4.3.2.9 MAS à double alimentation – structure de Scherbius avec cycloconvertisseur

Afin d'autoriser un flux d'énergie bidirectionnel entre le rotor et le réseau, l'association redresseur onduleur peut être remplacée par un cycloconvertisseur (Figure 1-34), l'ensemble est alors appelé structure de Scherbius [21].

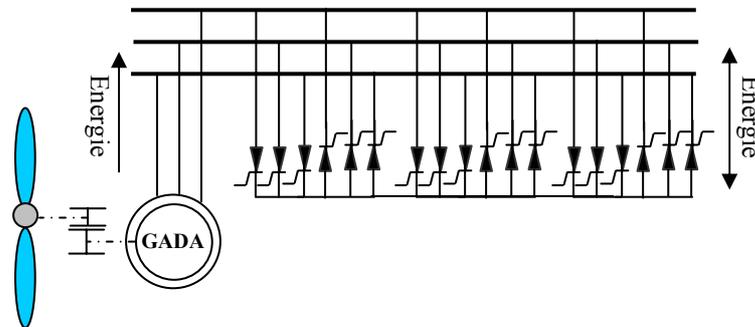


Figure 1-34 : MADA, structure Scherbius avec cycloconvertisseur [21]

1.4.3.2.10 MAS à double alimentation avec convertisseurs MLI

Cette configuration consiste à coupler le rotor de la génératrice à double alimentation au réseau à travers deux onduleurs MLI triphasés, l'un en mode redresseur, l'autre en onduleur (Figure 1-35) [17].

En général, le dimensionnement de la chaîne rotor se limite entre un quart et un tiers de la puissance nominale du stator de la machine électrique [7], [21]. Ce qui suffit à assurer une variation jusqu'à 30% de la plage de vitesse. C'est là son principal avantage tandis que son inconvénient majeur est lié aux interactions avec le réseau, en particulier les surintensités engendrées par des creux de tension du réseau [7].

Plusieurs études récentes, confirmées par des réalisations industrielles, montrent la viabilité de ce dispositif dans un système éolien à vitesse variable [7], [17].

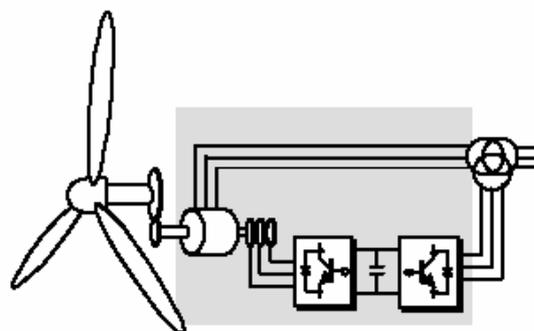


Figure 1-35 : MADA, structure Scherbius avec convertisseurs MLI [17]

La figure (1-36) illustre les différentes configurations électriques conçues pour la conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique [16], [24].

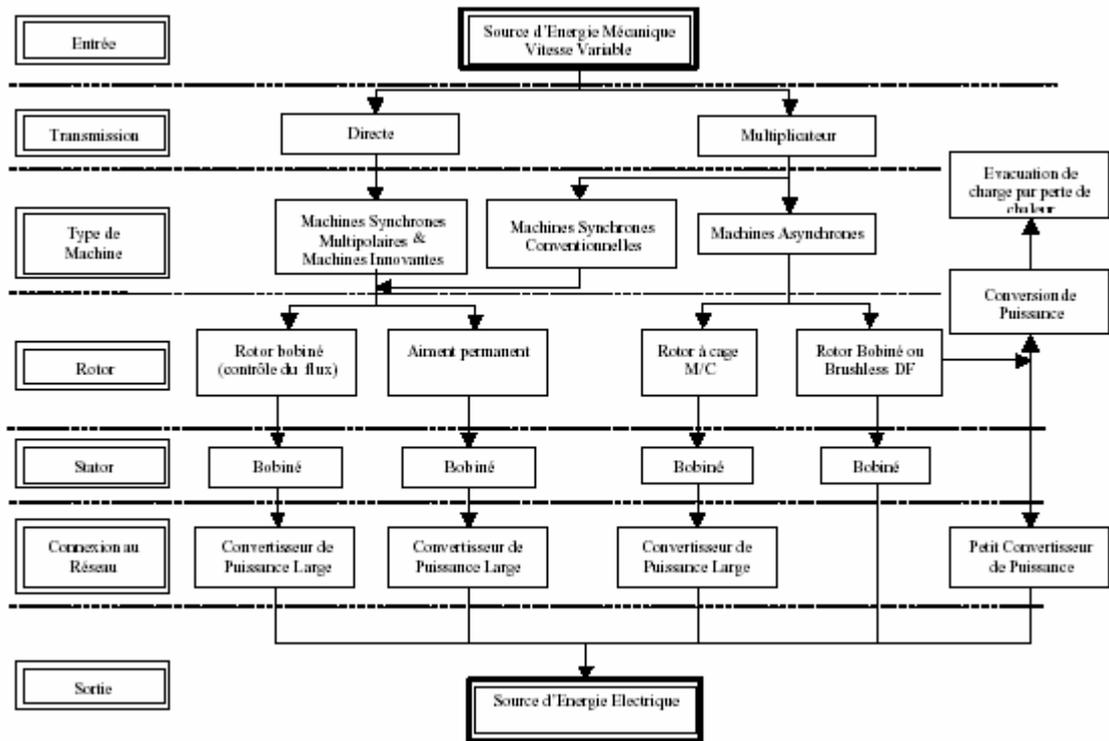


Figure 1-36 : Processus de conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique pour différentes configurations électriques [16], [24]

1.5 Conclusion

Une brève description des perspectives d'énergies renouvelables dans le monde a été présentée dans ce chapitre concernant la répartition et le taux d'évolution de chaque filière. Dans ce contexte, un soin particulier a été consacré à l'énergie éolienne dans le but de comprendre la situation actuelle et les chiffres réels renseignant la production totale du parc éolien dans le monde. Quelques notions principales sur la technologie éolienne ont été données concernant principalement, la conception des pales, les différents types des éoliennes utilisées avec des courbes caractérisant leurs principales différences sur le plans énergétique. Une étude aérodynamique des pales de l'éolienne a été faite en vue de régulation de sa vitesse mécanique dont, on a présenté les principales méthodes.

Et en fin, on a terminé ce chapitre par un état de l'art sur les configurations électriques utilisées et leurs influences sur le fonctionnement des aérogénérateurs. Le chapitre suivant, sera consacré à l'étude et la modélisation de la turbine éolienne

CHAPITRE 2

MODELISATION DES TURBINES EOLIENNES

Chapitre 2

Etude et Modélisation de la turbine éolienne

2.1 Introduction

Une éolienne, est un dispositif qui transforme une partie de l'énergie cinétique du vent (fluide en mouvement) en énergie mécanique disponible sur un arbre de transmission puis en énergie électrique par l'intermédiaire d'une génératrice. Dans ce chapitre, On s'intéresse essentiellement à l'étude et la modélisation de la turbine éolienne. Dans la première partie, une étude aérodynamique de la turbine est présentée, en vue de connaître ces principaux paramètres de fonctionnement, à savoir les coefficients de puissance et de couple, et la limite de BETZ.

Différentes stratégies de commande sont décrites dans le but de contrôler la puissance aérodynamique de la turbine, et limiter cette puissance lorsque la vitesse du vent devient trop élevée. Des modèles analytiques de la turbine éolienne seront réalisés et comparés en utilisant différentes méthodes d'optimisation de puissance. La dernière partie de ce chapitre sera consacrée à la modélisation du système de régulation de l'angle de calage.

2.2 Conversion de l'énergie éolienne

2.2.1 Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique

La turbine éolienne est un dispositif qui transforme l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique. L'énergie cinétique d'une colonne d'air de longueur dx , de section S , de masse volumique ρ , animée d'une vitesse v , (figure 2-1) s'écrit :

$$dE_c = \frac{1}{2} \rho S dx v^2 \quad (2-1)$$

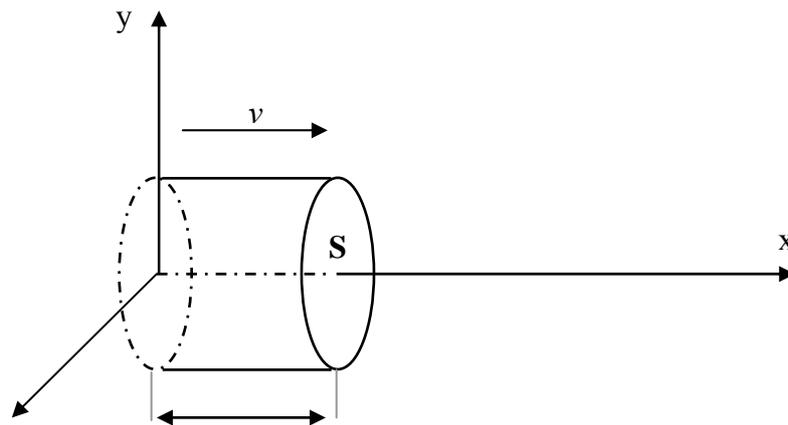


Figure 2-1 : colonne d'air animée d'une vitesse v

La puissance P_m extraite du volume d'air en mouvement est la dérivée de l'énergie cinétique par rapport au temps.

En supposant $dx = v dt$, on déduit l'expression de P_m :

$$P_m = \frac{dE_c}{dt} = \frac{1}{2} \rho S_0 V^3 \quad (2-2)$$

ρ : masse volumique de l'air (en Kg/m^3).

v : vitesse instantanée du vent (en m/s).

E_c : Energie cinétique en joules.

2.2.2 Loi de Betz

La loi de Betz détermine qu'une éolienne ne pourra jamais convertir en énergie mécanique plus de $16/27$ (ou 59%) de l'énergie cinétique contenue dans le vent. Ce fut l'Allemand Albert Betz qui, en 1929, formula la loi de **Betz** pour la première fois [9], [27]. Considérons le système de la figure 2-2 qui représente un tube de courant autour

d'une éolienne à axe horizontal. V_1 représente la vitesse du vent en amont de l'aérogénérateur et la vitesse V_2 en aval.

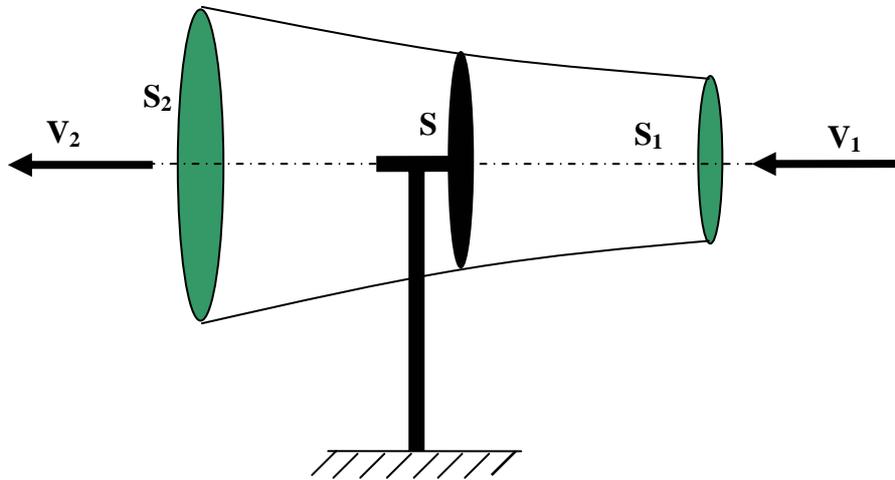


Figure 2-2: Tube de courant autour d'une éolienne

La masse d'air en mouvement traversant ce tube en une seconde est donnée par le produit de la densité d'air, la surface, et la vitesse moyenne [7],[27].

$$m_0 = \frac{\rho S(V_1 + V_2)}{2} \quad (2-3)$$

La puissance réelle extraite par le rotor des pales est la différence des puissances du vent en amont et en aval [7].

$$P_m = \frac{m_0(V_1^2 - V_2^2)}{2} \quad (2-4)$$

En remplaçant m_0 par son expression dans (2-4), la puissance devient:

$$P_m = \frac{\rho S(V_1 + V_2)(V_1^2 - V_2^2)}{2} \quad (2-5)$$

La puissance totale théoriquement disponible sur la surface S est extraite sans diminution de vitesse de vent en mettant $V_2=0$ dans l'expression (2-4) :

$$P_{mt} = \frac{\rho S V_1^3}{2} \quad (2-6)$$

2.2.3 La vitesse spécifique ou Ration de vitesse (Tip-Speed-Ratio)

On définit la vitesse spécifique ou normalisée λ comme étant le rapport de la vitesse linéaire en bout de pales de la turbine $\Omega_t R_t$ sur la vitesse instantanée de vent V (figure 2-3) et donné par l'expression suivante [9], [27].

$$\lambda = \frac{\Omega_t R_t}{V} \quad (2-7)$$

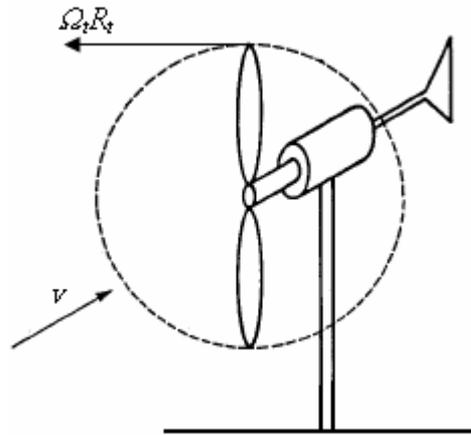


Figure 2-3 : Vitesse de vent (v) et vitesse tangentielle de l'aubage ($\Omega_t R_t$)

R_t : Rayon de la surface balayée en m.

V : Vitesse de vent en m/s.

Ω_t : Vitesse de rotation de la turbine éolienne en rad/s.

2.2.4 Coefficient de puissance

On définit le coefficient de puissance, le rapport entre la puissance extraite du vent et la puissance totale théoriquement disponible [7], [9], [27]:

$$C_p = \frac{P_m}{P_{mt}} = \frac{\left(1 + \left(\frac{V_2}{V_1}\right)\right) \left(1 - \left(\frac{V_2}{V_1}\right)^2\right)}{2} \quad (2-8)$$

Le coefficient C_p est variable, il est fonction de la vitesse du vent, de la vitesse de rotation de la turbine Ω_t , et les paramètres des pales de la turbine comme l'angle d'incidence et l'angle de calage [7], [9], [27]. Il est souvent représenté en fonction de la vitesse

spécifique λ . La valeur maximale théorique possible du coefficient de puissance, appelée limite de **Betz**, est de $\frac{16}{27}$ soit 0.593 [7], [9], [27], [31].

Cette limite n'est en réalité jamais atteinte, et les meilleures machines à axe horizontal, bipale ou tripale, se situent à 60-65% de la limite de **BETZ** ; on ne récupère globalement que 40% de l'énergie due au vent. On déduit alors le rendement aérodynamique [9], [27]:

$$\eta = \frac{16}{27} C_{p \max} \quad (2.9)$$

C_p^{\max} étant la valeur maximale que peut prendre le coefficient de puissance C_p . Cette valeur est associée à une vitesse spécifique nominale λ_{opt} pour laquelle la turbine a été dimensionnée suivant une vitesse de vent nominale V_n et une vitesse de rotation nominale Ω_m [7], [9], [27].

2.2.5 Coefficient de couple

Le coefficient de couple C_m est assez proche du coefficient de puissance C_p . Il est fort utile afin d'estimer la valeur des couples pour différents points de fonctionnement, notamment à vitesse de rotation Ω_t nulle, ce qui correspond à une valeur de C_p nulle pour une valeur de C_m non nulle [15].

En combinant les équations (2.6), (2.7), et (2.8), la puissance mécanique P_m disponible sur l'arbre d'un aérogénérateur peut s'exprimer par :

$$P_m = \frac{1}{2} C_p(\lambda) \rho \pi R^2 V_1^3 \quad (2.10)$$

Avec:
$$\lambda = \frac{\Omega_t R}{V_1} \quad (2.11)$$

D'où l'expression du couple est la suivante :

$$T_t = \frac{P_m}{\Omega_t} = \frac{R_t P_m}{\lambda v} = \frac{C_p}{\lambda} \frac{1}{2} \rho \pi R_t^3 v^2 \quad (2.12)$$

La valeur du coefficient de couple est déterminée par la formule suivante :

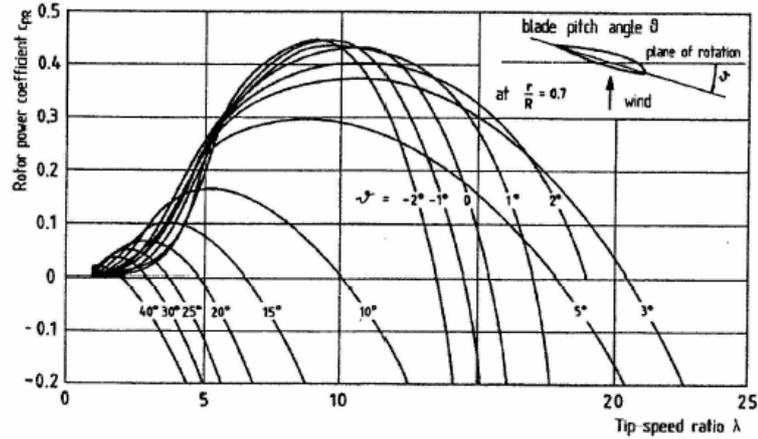
$$C_m = \frac{C_p}{\lambda} = \frac{T_t}{\frac{1}{2} \rho S_t R_t V^2} \quad (2.13)$$

T_t : couple de la turbine éolienne.

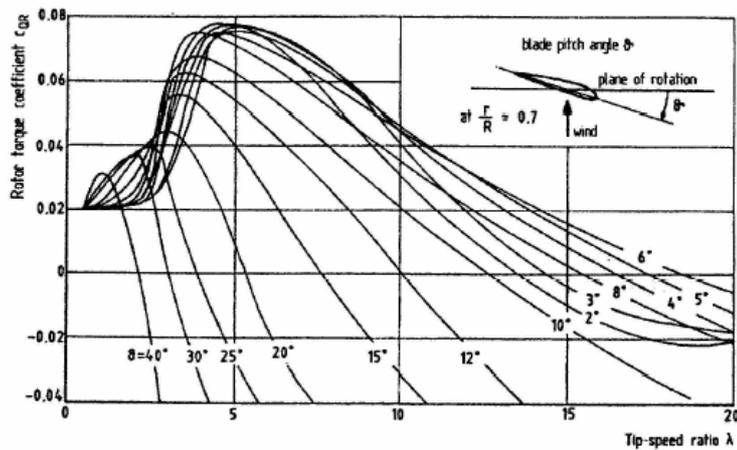
2.2.6 Courbes caractéristiques des turbines éoliennes

Les courbes essentielles caractérisant les turbines éoliennes sont décrites par les coefficients de puissance C_p et de couple C_m en fonction de la vitesse spécifique λ .

En général, les turbines disposent d'un système d'orientation des pales destiné à limiter la vitesse de rotation. L'allure des coefficients C_p et C_m change donc pour chaque angle de calage β comme représenté à la figure 2.4 [15].



$$(a) C_p = f(\lambda, \beta)$$



$$(b) C_m = f(\lambda, \beta)$$

Figure 2-4 : Allures des coefficients C_p et C_m en fonction de la vitesse spécifique λ et l'angle de calage [15]

2.2.7 Production d'énergie mécanique

En tenant compte du rapport du multiplicateur de vitesse G , et à partir des équations (2.10) et (2.11), l'expression de la puissance mécanique disponible sur l'arbre du générateur peut s'exprimer par :

$$P_m = \frac{1}{2} C_p \left(\frac{\Omega_t R}{G V_1} \right) \rho \pi R^2 V_1^3 \tag{2.14}$$

Cette expression permet d'établir un réseau de courbes donnant cette puissance en fonction de la vitesse de rotation pour différentes vitesses de vent (figure 2-5).

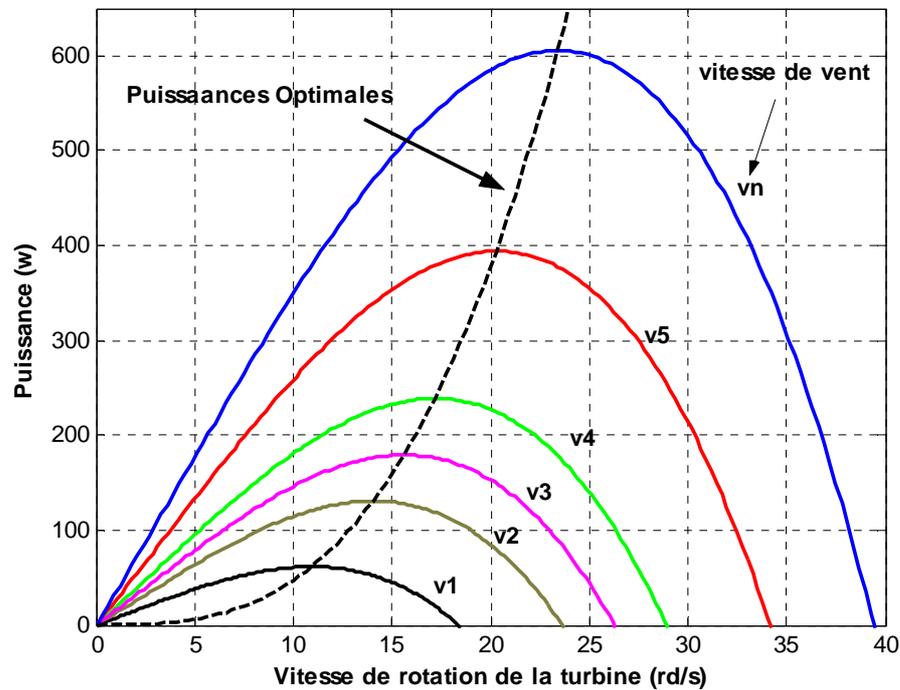


Figure 2-5 : puissance théorique disponible en fonction de la vitesse de vent

Au regard de la courbe noire pointillée, qui joint les points de puissances maximales, il apparaît que pour pouvoir optimiser le transfert de puissance pour chaque vitesse de vent, la machine devra pouvoir fonctionner à vitesses variables.

2.3 Modélisation du système éolien

2.3.1 Introduction

Le système de conversion de l'énergie éolienne est un système complexe à cause de la multiplicité des domaines existants, à savoir, le domaine aérodynamique, mécanique, et électrique. Et les facteurs déterminant la puissance mécanique, comme la vitesse du vent, la dimension, et la forme de la turbine.

Un modèle dynamique rassemblant tous ces paramètres est nécessaire pour comprendre le comportement de la turbine, et le recours à la modélisation est devenu une nécessité pour contrôler ces performances et satisfaire les caractéristiques opérationnelles voulues.

Le système mécanique de l'éolienne est composé de quatre organes et peut être représenté comme illustré sur la figure (2-6), [26].

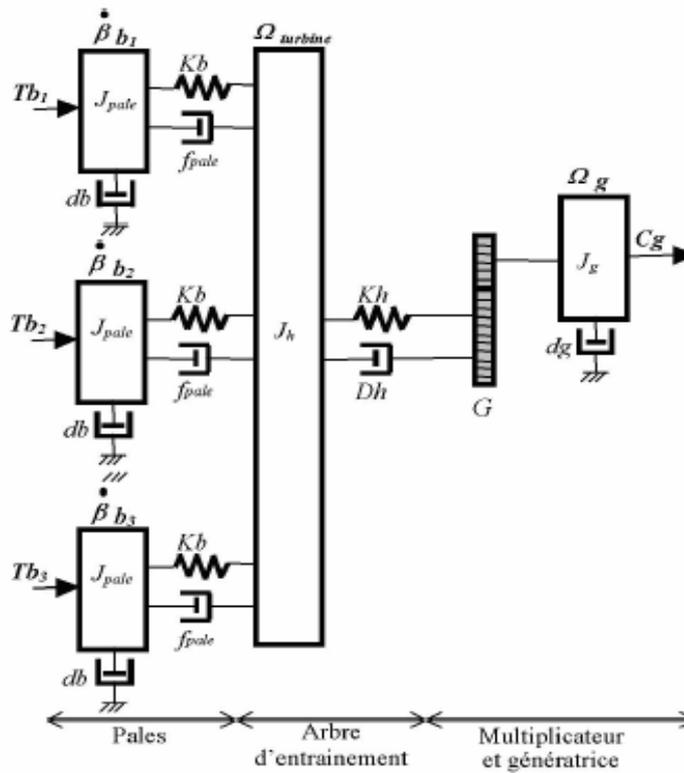


Figure 2-6 : Représentation du système éolien [26]

- 1- Trois pales considérées de conception identique et ayant les mêmes paramètres à savoir l'inertie J_{pale} , élasticité K_b , et coefficient de frottement db . Ces pales sont orientables et présentent toutes un même coefficient de frottement par rapport au support f_{pale} . Les vitesses d'orientation de chaque pale sont notées $\dot{\beta} b_1$, $\dot{\beta} b_2$, $\dot{\beta} b_3$. Chaque pale reçoit une force Tb_1 , Tb_2 , Tb_3 qui dépend de la vitesse de vent qui lui est appliquée [26].
- 2- L'arbre d'entraînement des pales est caractérisé par :
 - son inertie J_h
 - son élasticité K_h
 - son coefficient de frottement par rapport au multiplicateur D_h
- 3- le multiplicateur de vitesse, de gain G .
- 4- Le rotor de la génératrice possède :
 - une inertie J_g
 - un coefficient de frottement d_g

Ce rotor transmet un couple C_g à la génératrice électrique et tourne à une vitesse Ω_{mec} .

2.3.2 Hypothèses simplificatrices pour la modélisation mécanique de la turbine

Les modèles les plus fréquemment rencontrés dans le cadre d'étude électromécanique sont relativement simples et obéissent aux hypothèses simplificatrices suivantes [15], [26], [29] :

- La vitesse du vent est supposée à répartition uniforme sur toutes les pales, ce qui permet de considérer l'ensemble des pales comme un seul et même système mécanique caractérisé par la somme de tous les systèmes mécaniques.
- Le coefficient de frottement des pales par rapport à l'air (db) est très faible et peut être ignoré.
- Les pertes par frottement du rotor turbine sont considérées négligeables par rapport aux pertes par frottement du côté générateur.

On peut ainsi aboutir à un modèle mécanique plus simple (figure 2-7) [26].

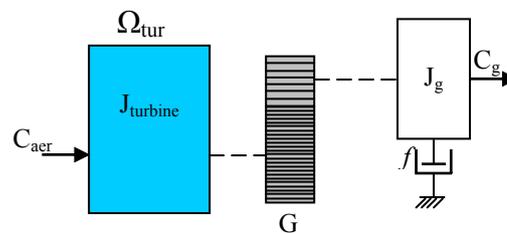


Figure 2-7 : Modèle simplifié de la turbine éolienne [26]

2.3.3 Modèle de la turbine

Les variables d'entrée et sortie de la turbine éolienne peuvent se résumer comme suit :

- 1- La vitesse du vent qui détermine l'énergie primaire à l'admission de la turbine.
- 2- Les quantités spécifiques de la machine, résultantes particulièrement de la géométrie du rotor et la surface balayée par les pales de la turbine.
- 3- La vitesse de la turbine, l'inclinaison des pales, et l'angle de calage.

Les quantités de sortie de la turbine sont la puissance ou le couple qui peuvent être contrôlées en variant les quantités d'entrée précédentes.

2.3.4 Modèle du multiplicateur

Le rôle du multiplicateur est de transformer la vitesse mécanique de la turbine en vitesse de la génératrice, et le couple aérodynamique en couple du multiplicateur selon les formules mathématiques suivantes :

$$G = \frac{C_{aer}}{C_g} \quad (2-15)$$

$$G = \frac{\Omega_{mec}}{\Omega_{tur}} \quad (2-16)$$

2.3.5 Equation dynamique de l'arbre de transmission

L'équation fondamentale de la dynamique permet de déterminer l'évolution de la vitesse mécanique à partir du couple mécanique total (C_{mec}) appliqué au rotor :

$$J \cdot \frac{d\Omega_{mec}}{dt} = C_{mec} \quad (2-17)$$

J : l'inertie totale ramenée sur l'arbre de la génératrice, comprenant l'inertie de la turbine, de la génératrice, des deux arbres, et du multiplicateur.

f : le coefficient de frottement total du couplage mécanique.

Le couple mécanique déduit de cette représentation simplifiée est la somme de tous les couples appliqués sur le rotor :

$$C_{mec} = C_g - C_{em} - C_f \quad (2-18)$$

C_{em} : Le couple électromagnétique développé par la génératrice.

C_g : Le couple issu du multiplicateur.

C_f : Le couple résistant dû aux frottements.

$$C_f = f \cdot \Omega_{mec} \quad (2-19)$$

Les variables d'entrée de l'arbre de transmission sont donc: le couple issu du multiplicateur C_g , et le couple électromagnétique C_{em} .

L'organigramme de simulation de la turbine peut se représenter comme suit :

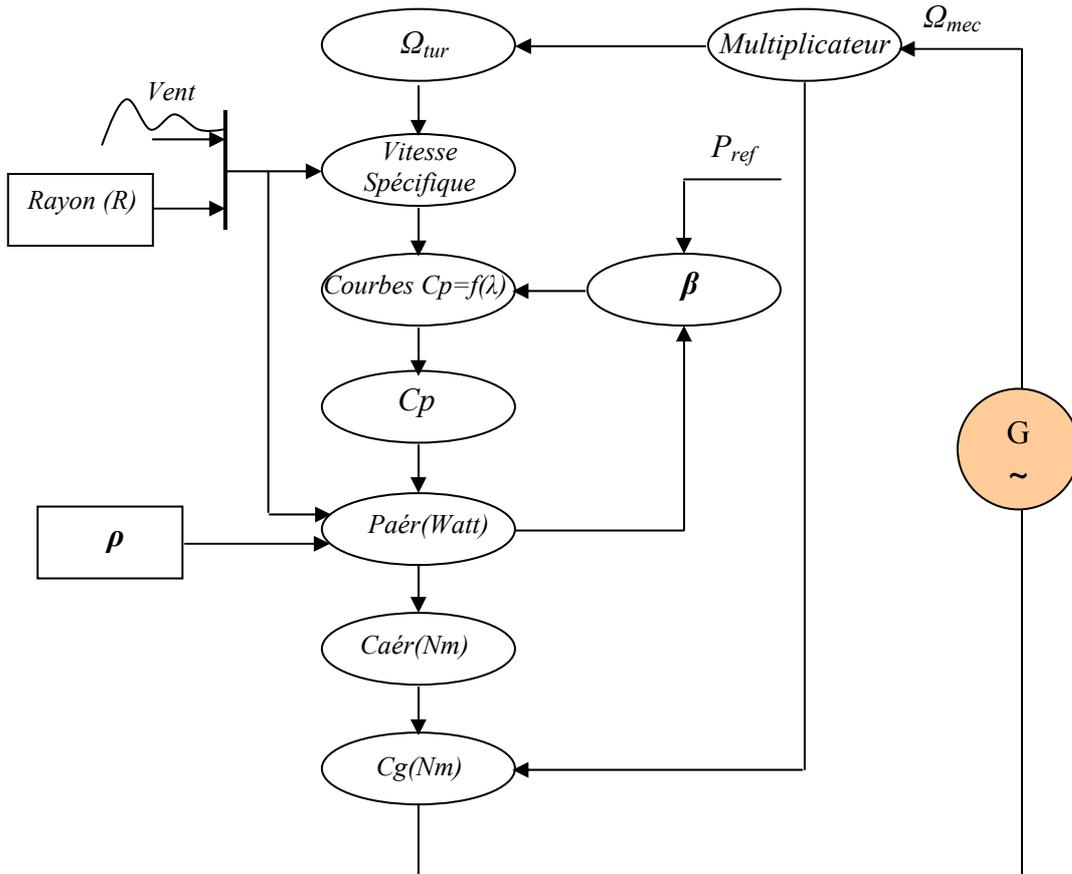


Figure 2-8 : organigramme de simulation de la turbine éolienne

2.4 Stratégies de commande de la turbine éolienne

Les stratégies de commande des systèmes de génération éoliens de moyenne et grande puissance à vitesses variables et à régulation de puissance « pitch » utilisées notamment pour les aérogénérateurs Vestas et Gamesa de dernière génération sont basées sur les deux courbes illustrées sur la figure 2-9, qui sont déduites des données aérodynamiques de la turbine [30], [7], [10].

- (a) Puissance mécanique en fonction de la vitesse du vent.
- (b) Puissance électrique en fonction de la vitesse de rotation de la turbine.

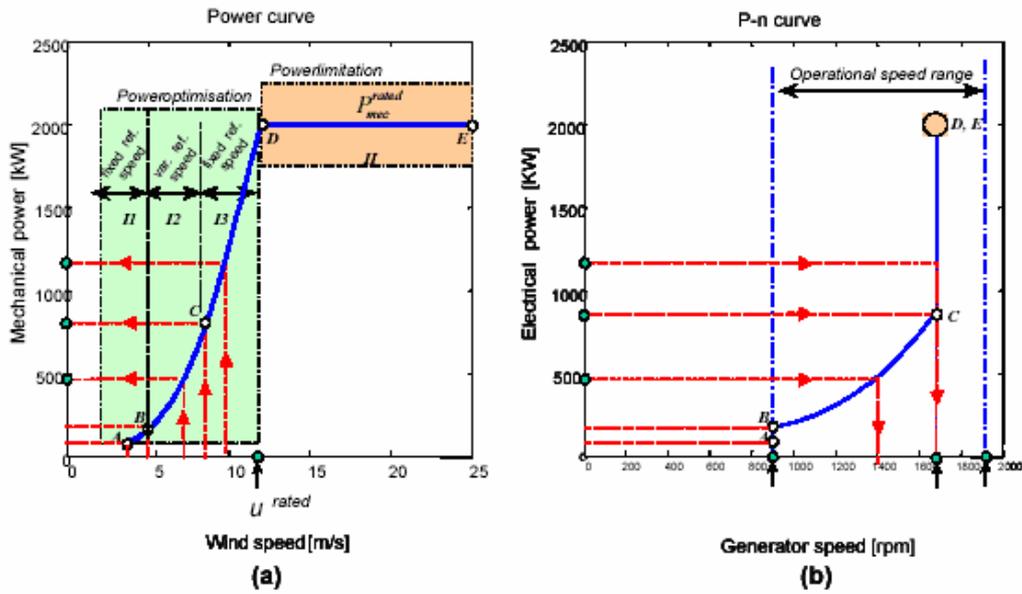


Figure 2-9: caractéristiques: puissance, vitesse du vent et vitesse de rotation [30]
 (a) puissance mécanique en fonction de la vitesse du vent
 (b) puissance électrique en fonction de la vitesse de rotation

La figure (2-10) représente une autre caractéristique de la turbine éolienne, qui est la vitesse de rotation de l'aérogénérateur en fonction de la variation de vitesse de vent [7], [9].

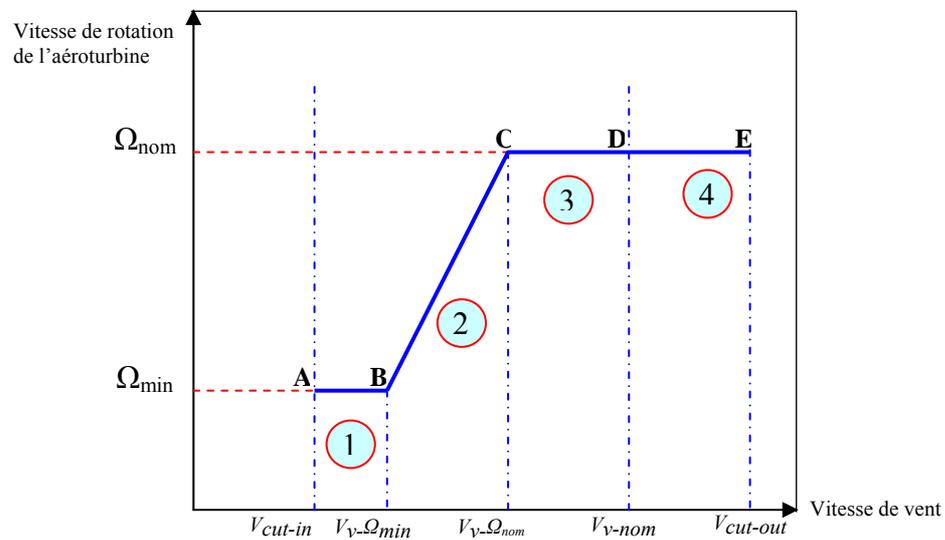


Figure 2-10 : Caractéristiques : vitesse de rotation, vitesse de vent

Deux stratégies de commande de la turbine à vitesses variables sont indiquées sur la figure (2-10)

- I. Stratégie d'optimisation de puissance : Dans cette stratégie représentée par les séquences « A-B-C-D », l'énergie capturée est optimisée au dessous de la vitesse nominale du vent.

II. Stratégie de limitation de puissance : Le but de cette stratégie est de limiter la puissance nominale de la turbine au dessus de la vitesse nominale du vent « D-E ».

Quatre zones de fonctionnement de la turbine peuvent être distinguées sur les figures (2-9) et (2-10)

- zone1 « A-B »: L'éolienne commence à fonctionner à la vitesse du vent de connexion V_{cut-in} , à une vitesse de rotation Ω_{t-min} .
- zone2 « B-C » : Lorsque la vitesse de la génératrice est comprise entre les vitesses Ω_{min} et Ω_{nom} , un algorithme de commande est appliqué pour extraire la puissance maximale du vent. Le coefficient de puissance maximum correspond dans ce cas à un angle de calage optimal et constant.
- Zone3 « C-D » : Cette zone correspond au cas où la vitesse de rotation nominale est atteinte, tandis que la puissance générée arrive à des valeurs importantes mais inférieures à la puissance nominale.
- Zone4 « D-E » : Arrivée à la puissance nominale, un système d'orientation des pales « pitch control » est appliqué afin de limiter la puissance générée.
- Au-delà de la vitesse $\Omega_{cut-out}$, un dispositif de protection est actionné pour éviter des ruptures mécaniques.

2.5 Système de contrôle de l'aéroturbine

Le contrôle de l'aéroturbine est assuré par deux boucles de régulation, fortement liées [26], [30]:

1. Boucle de régulation de vitesse.
2. Boucle de régulation de puissance.

La première boucle est la boucle principale dans la stratégie d'optimisation de la puissance où la vitesse de rotation est contrôlée par le couple électromagnétique. Dans la stratégie de limitation de puissance, les deux boucles de régulation interviennent.

Quand la vitesse de vent est inférieure à la vitesse nominale, l'angle de calage est maintenu constant à une valeur optimale β_{opt} , tandis que la vitesse de rotation est ajustée par la boucle de régulation de vitesse pour extraire le maximum de la puissance du vent. Lors d'une rafale de vent, la vitesse de rotation va augmenter et peut dépasser la vitesse nominale à cause de la lenteur du système d'orientation des pales qui a une dynamique plus lente que celle de la machine [26]. Dans ce cas, la boucle de vitesse réagit en augmentant la puissance de référence de la génératrice, et anticipe l'action du dispositif d'orientation des pales en réglant le couple électromagnétique de manière à contrôler la vitesse de rotation dans la zone 3 [26], [30].

2.6 Méthodes de recherche du point maximum de puissance

La caractéristique de la puissance optimale d'une éolienne est fortement non linéaire et en forme de « cloche » [5]. Pour chaque vitesse de vent, le système doit trouver la puissance maximale ce qui équivaut à la recherche de la vitesse de rotation optimale.

Le schéma de la figure (2-5) illustre les courbes caractéristiques de l'éolienne dans le plan puissance, vitesse de rotation de la turbine. Chaque courbe correspond à une vitesse de vent V_v donnée. L'ensemble des sommets de ces caractéristiques, qui sont les points optimaux recherchés, définit une courbe dite de puissances optimales.

Un fonctionnement idéal du système éolien nécessite un suivi parfait de cette courbe. Pour s'approcher de ce but, une commande spécifique connue sous la terminologie: Maximum Power Point Tracking (**MPPT**) correspond à la zone 2 doit être utilisée. La stratégie de cette commande consiste à contrôler le couple électromagnétique afin de régler la vitesse mécanique de manière à maximiser la puissance électrique générée. On distingue deux approches possibles :

- 1- la première approche, la moins classique [5], considère que la caractéristique $C_p = f(\lambda)$ n'est pas connue.
- 2- La deuxième approche, plus répandue, suppose que la caractéristique $C_p = f(\lambda)$ est connue. Il suffit de suivre la courbe optimale de puissance pour que l'éolienne soit dans les conditions optimales.

Une étude détaillée sera présentée dans le chapitre 4, dont l'objectif est de développer plusieurs algorithmes de contrôle et maximisation de puissance appliqués sur une chaîne éolienne de petites puissances, en se basant sur la deuxième approche.

2.7 Modélisation du système d'orientation des pales

2.7.1 Introduction

L'étude dynamique du système d'orientation des pales nécessite la connaissance des différents couples appliqués sur les pales. La représentation de ces couples d'origine inertielle (gravité, force centrifuge,..), ou d'origine élastique (déformation des pales), exige la modélisation de la dynamique des structures de la pale, du comportement de l'air autour des pales et les frottements dans les paliers [26], [29],[30].

Dans cette partie, on se limite à la modélisation du système de régulation de l'angle de calage sans tenir en compte de ces couples. La figure 2-11 montre la boucle de régulation du système

d'orientation des pales. Elle a pour entrée la puissance électrique générée, et doit satisfaire les fonctions suivantes [26], [29]:

- 1- génération de l'angle de référence β_{ref} .
- 2- régulation de l'angle d'orientation.
- 3- régulation de la vitesse de l'angle.

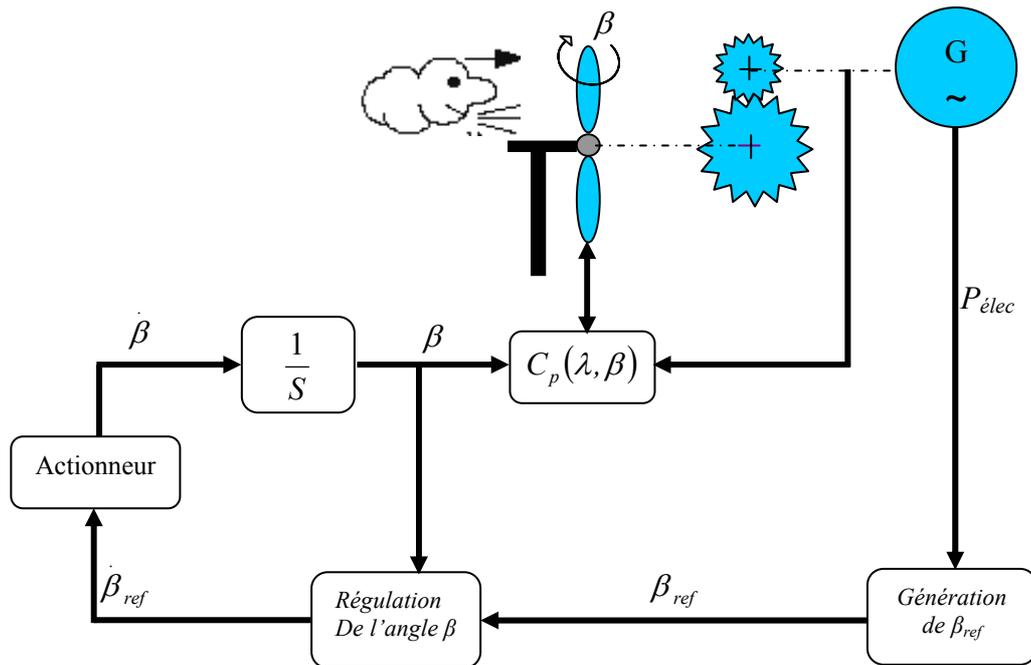


Figure 2-11 : Schéma bloc du système d'orientation des pales [26]

- 1- Génération de l'angle d'orientation: La conception analytique de ce réglage est complexe à cause des caractéristiques des pales et du modèle non linéaire de la turbine. Il est plus pratique d'utiliser des caractéristiques expérimentales renseignant les puissances mesurées pour différents angles de calage. Dans le cas de manque de ces informations, l'angle de référence est obtenu par le réglage de l'erreur entre la puissance mesurée et celle de référence [26], [29], [30].
- 2- Réglage de l'angle d'orientation: Le régulateur est conçu soit pour le calage de toutes les pales soit pour chacune d'elle indépendamment [26]. La régulation indépendante donne plus de degrés de liberté au système de commande, mais peut entraîner un déséquilibre aérodynamique dans la turbine. un système précis de mesure est par conséquent utilisé pour assurer que l'angle de calage de chacune des pales soit le

même [15]. Certains auteurs représentent tout simplement la régulation de l'angle par une simple fonction de transfert du premier ordre [15], [26].

- 3- Régulation de la vitesse de variation de l'angle d'orientation: Lors de la modélisation du système de commande du pas des pales, il est très important de modéliser la vitesse de variation de cet angle. En effet, compte tenu des efforts subits par les pales, la vitesse de variation de l'angle de calage doit être limitée à environ 10% lors d'un fonctionnement normal et à 20% pour les cas d'urgence [32]. La boucle de régulation de la vitesse de variation de l'angle de calage peut être approchée par un système linéaire du premier ordre contenant la dynamique principale défini par une constante de temps $\tau_{d\beta}$ [10]. Si l'on considère que la régulation de la vitesse de l'angle de calage et le contrôle de l'actionneur sont parfaitement réalisés, on aura :

$$\dot{\beta}_{ref} = \dot{\beta} \tag{2-20}$$

La régulation de l'angle de calage est donc modélisée par un régulateur générant une référence de vitesse de variation de l'angle, cette référence est limitée, L'angle de calage est ensuite obtenu en intégrant les variations de l'angle (Figure 2-12) [30].

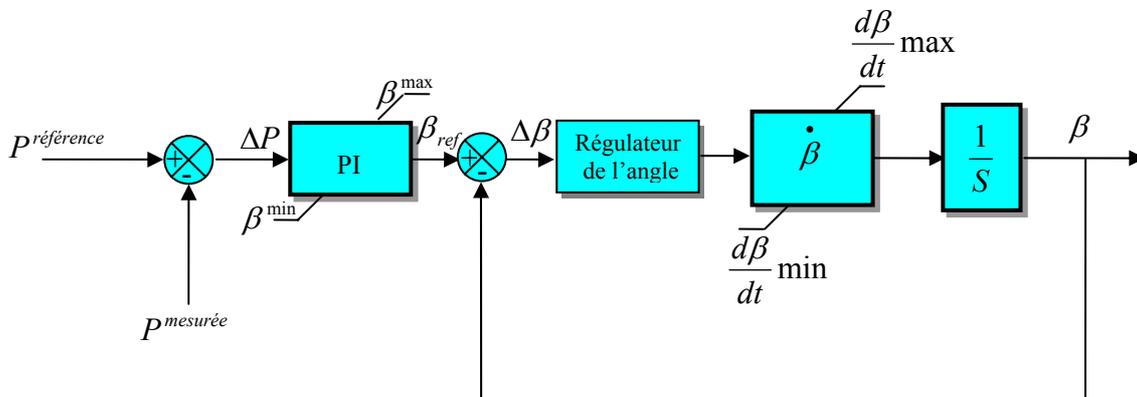


Figure 2-12 : Modélisation du système de régulation de l'angle de calage

2.7.2 Régulation de l'angle avec régulateur PI

Les régulateurs les plus utilisés dans la régulation de l'angle de calage sont de type PI [26]. L'expression du correcteur PI est donnée par :

$$\frac{\dot{\beta}_{ref}}{\varepsilon} = K_{\beta} + \frac{I_{\beta}}{S} \tag{2-21}$$

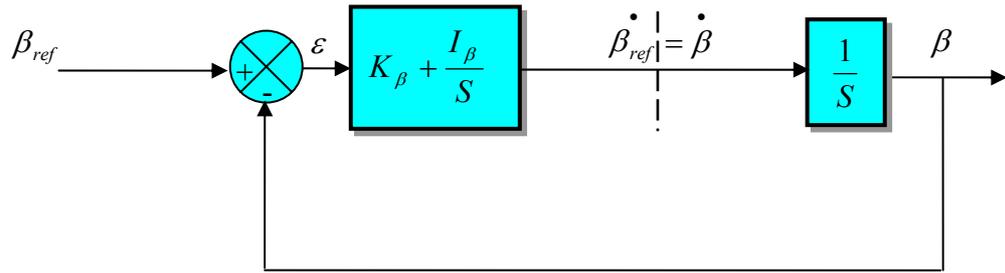


Figure 2-13 : Schéma bloc d'un régulateur PI de l'angle de calage

En boucle fermée, la réponse est donnée par l'expression :

$$\beta = \frac{\frac{K_\beta}{I_\beta} S + 1}{\frac{1}{I_\beta} S^2 + \frac{K_\beta}{I_\beta} S + 1} \cdot \beta_{ref} \quad (2-22)$$

La structure de commande avec anticipation peut être représentée comme suit:

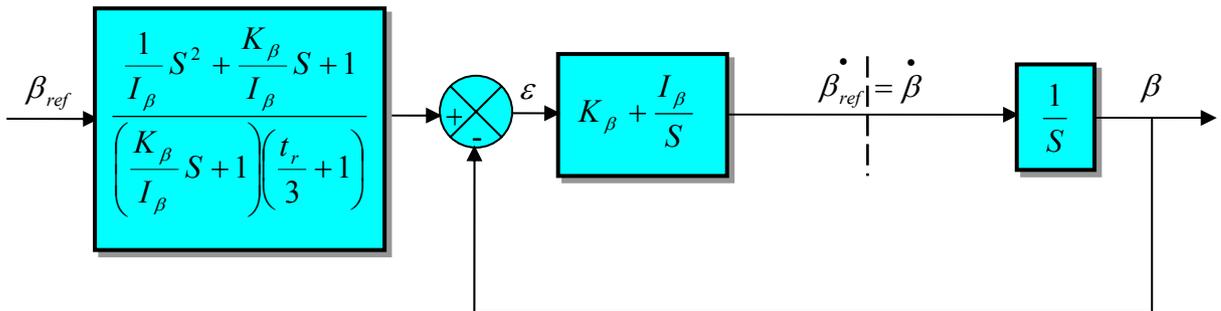


Figure 2-14 : Schéma bloc de la boucle de régulation de l'angle de calage avec régulateur PI

2.7.3 Régulation de l'angle à partir de gain

Dans cette technique illustrée dans la figure (2-15), l'erreur $\Delta\beta$ est corrigée par le servomécanisme représenté par le modèle $\frac{1}{T_{servo}}$. T_{servo} est une constante de temps dépend de

la puissance de l'éolienne [15], [29] et prend par exemple selon [15] les valeurs suivantes :

$T_{servo} = 0.2S$ Pour une éolienne de 387.5KVA.

$T_{servo} = 1.2S$ Pour une éolienne de 600KVA.

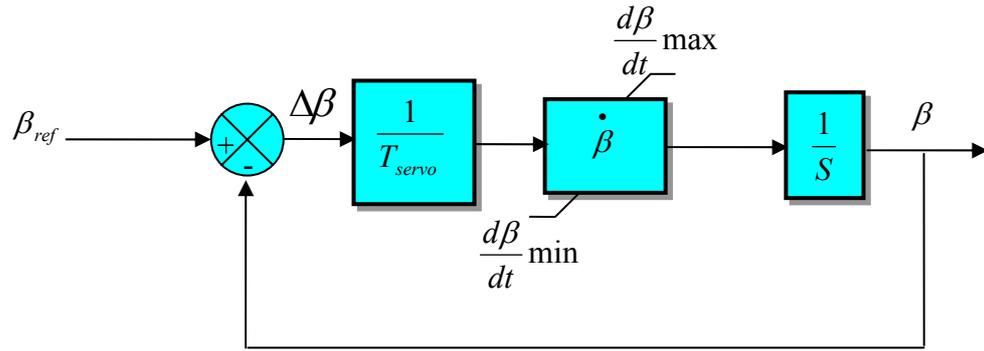


Figure 2-15: Schéma bloc d'un régulateur de l'angle à partir de gain

La réponse du système en boucle fermée correspond à un système du 1^{er} ordre :

$$G(S) = \frac{\beta}{\beta_{ref}} = \frac{1}{1 + T_{servo}S} \quad (2-23)$$

La figure (2-16) illustre la boucle de régulation globale de l'angle de calage.

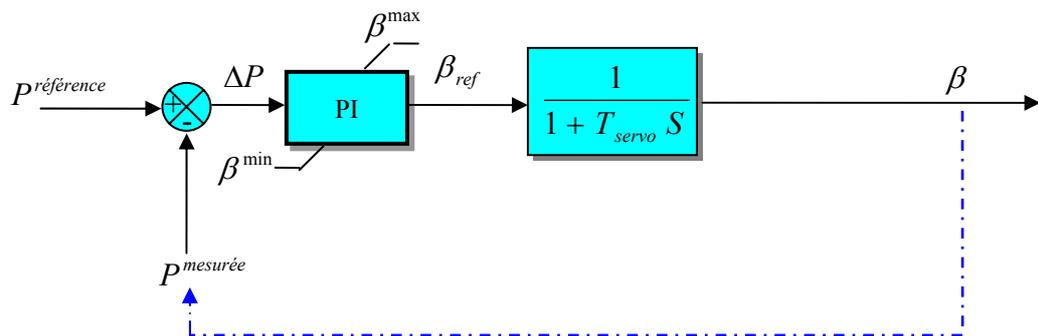


Figure 2-16 : Schéma bloc de la boucle globale du régulateur de l'angle à partir de gain

Soit K_p , et I_p les paramètres du régulateur PI, la fonction de transfert du système en boucle fermée est donnée par :

$$F_1(S) = \frac{\frac{k_p}{i_p} S + 1}{\frac{T_{servo}}{I_p} S^2 + \frac{K_p + 1}{I_p} S + 1} \quad (2-24)$$

Les paramètres du dénominateur de cette fonction correspondent à ceux d'une fonction de second ordre et sont calculés pour avoir un facteur d'amortissement ζ et une pulsation naturelle ω_n donnés.

$$I_p = \tau_\beta \omega_n^2 \quad \text{et} \quad K_p = \frac{2\xi \cdot I_p}{\omega_n} - 1 \quad (2-25)$$

Pour avoir un temps de réponse t_r , on anticipe la puissance de référence par la fonction :

$$F_2(S) = \frac{\frac{T_{servo}}{I_p} S^2 + \frac{K_p + 1}{I_p} S + 1}{\left(\frac{k_p}{i_p} S + 1\right) \left(1 + \frac{t_r}{3} S\right)} \quad (2-26)$$

Le schéma bloc obtenu est alors représenté sur la figure (2-17).

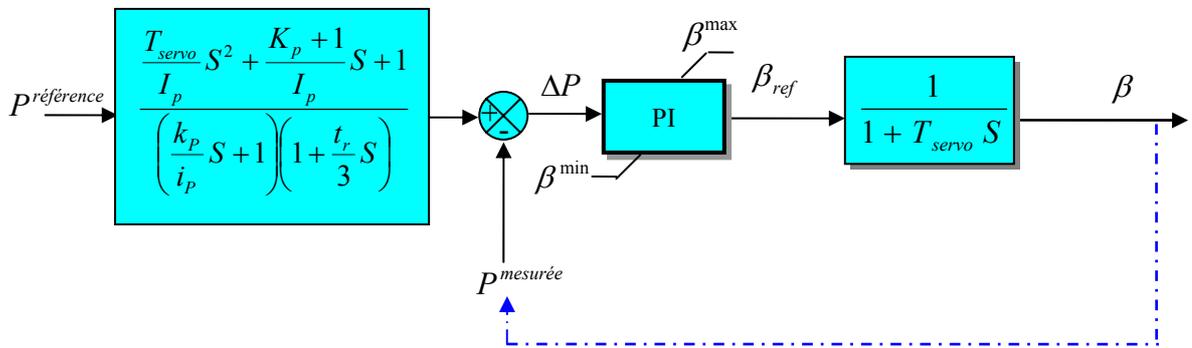


Figure 2-17 : Schéma bloc de la boucle globale du régulateur de l'angle à partir de gain

2.8 Simulation de la turbine éolienne avec régulation de l'angle de calage

2.8.1 Courbes caractéristiques du coefficient de puissance

Les performances de la turbine éolienne à vitesses variables et à réglage par orientation de pales, sont déterminées par les caractéristiques des courbes reliant le coefficient de puissance, la vitesse spécifique, et l'angle de calage. Ces courbes peuvent être obtenues à partir des relevés réels réalisés sur différentes catégories d'éoliennes, ou par des formules non linéaires [29], [32].

L'expression du coefficient de puissance dans cette partie de modélisation est donnée selon [32], par la formule :

$$C_p = C_1 (C_2 - C_3 \beta - C_4 \beta^x - C_5) e^{-C_6(\lambda)} \quad (2-27)$$

Où:

β est l'angle d'orientation, et λ est la vitesse spécifique.

Les valeurs des C_i choisies selon [32] sont :

$$\frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda + 0.08\beta} - \frac{0.035}{\beta^3 + 1} \quad (2-28)$$

$$C_1 = 0.5 \quad C_2 = \frac{116}{\lambda_i} \quad C_3 = 0.4 \quad C_4 = 0 \quad C_5 = 5 \quad C_6 = \frac{21}{\lambda_i} \quad (2-29)$$

La figure (2-18) montre les différentes courbes obtenues pour plusieurs angles de calage. Nous constatons que la vitesse spécifique ait relativement une large gamme pour un angle de calage de 2 degré. Ce-ci représente un avantage pour les turbines éoliennes destinées pour fonctionner avec une large gamme de vitesses de vent. Avec l'augmentation de l'angle de calage, la vitesse spécifique et le coefficient de puissance diminuent considérablement.

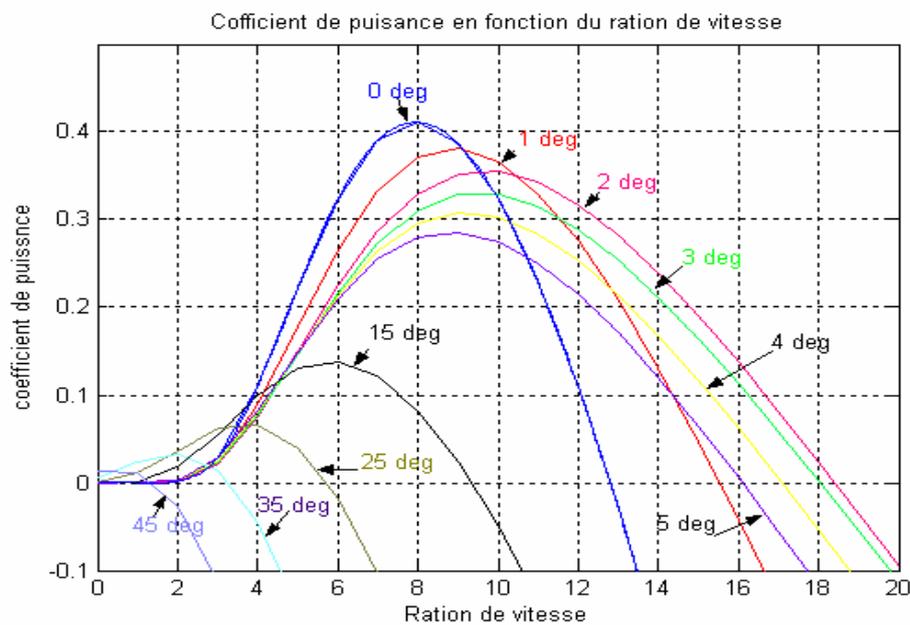


Figure 2-18 : Caractéristiques $C_p = f(\lambda)$ pour différentes valeurs de β

2.8.2 Résultats de simulation

Sur la figure (2-19) qui illustre la variation de la puissance produite pour différentes vitesses de vent, on peut observer que la puissance garde une valeur limite pour les grandes vitesses de vent malgré que la turbine soit capable de produire plus de puissance. Cette limite de puissance est utilisée pour éviter une éventuelle survitesse du rotor, et protéger ainsi toute la chaîne de production éolienne.

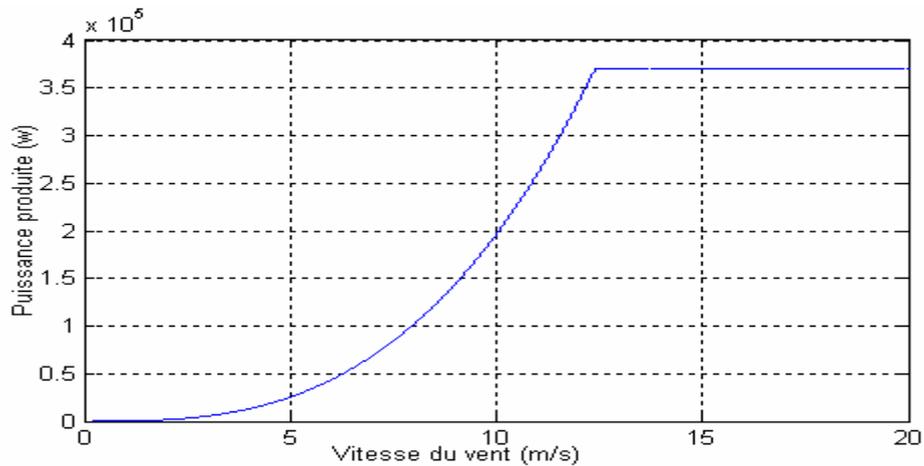


Figure 2-19 : Variations de la puissance produite pour différentes vitesses de vent

Pour les résultats de simulation suivants, la turbine éolienne démarre à vide avec une vitesse initiale de vent égale à 11 m/s, et après 10s on applique à la machine une charge de 370kw. A $t=15s$, la vitesse de vent change pour atteindre une valeur finale de 14 m/s. Les résultats de simulation obtenus selon ces conditions sont les suivants :

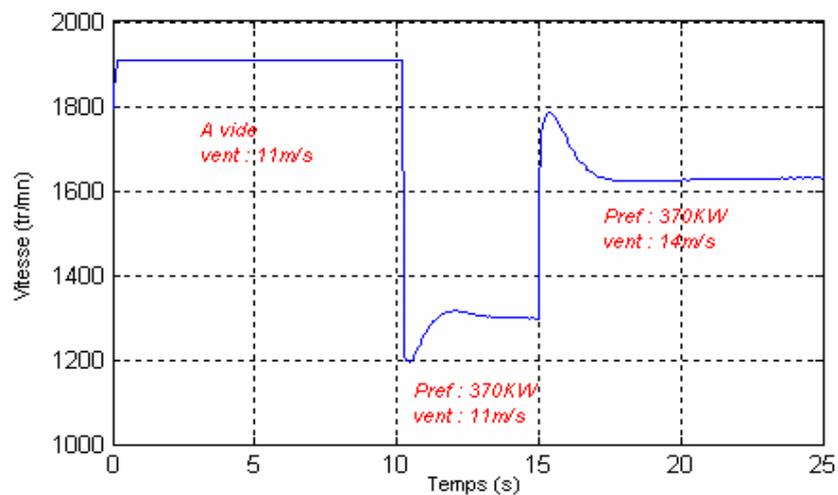


Figure 2-20: variations de la vitesse du rotor reportées au générateur

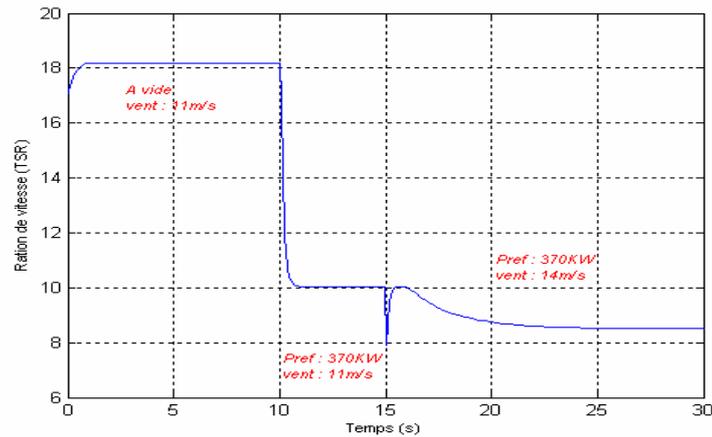


Figure 2-21: vitesse spécifique de la turbine éolienne en fonction du temps

Sur les figures (2-20) et (2-21), on peut observer les changements de la vitesse spécifique correspondant aux changements de la vitesse du rotor pour différentes conditions de vent et de charge.

A vide, la turbine tourne librement sous l'influence du vent, et peut atteindre des grandes vitesses. A partir de la relation (2-7) reliant la vitesse spécifique et la vitesse de rotation de la turbine, on peut conclure que des vitesses de rotation élevées aboutissent à des vitesses spécifiques élevées. Comme la vitesse spécifique atteint des valeurs supérieures à 18, la valeur du coefficient de puissance obtenue des courbes caractéristiques de la figure 2-18 est presque zéro. Par conséquent, l'énergie capturée par la turbine éolienne est nulle.

En appliquant une charge sur le système de conversion de l'énergie éolienne, la vitesse du générateur baisse ce qui réduit la vitesse de rotation de la turbine et par conséquent la valeur de la vitesse spécifique. Ce-ci aboutit à des valeurs élevées du coefficient de puissance et permet à la turbine d'extraire l'énergie du vent.

La figure (2-22) illustre les variations du coefficient de puissance (C_p) correspondant aux changements de la vitesse spécifique. Au regard des courbes caractéristiques de la turbine éolienne $C_p=f(\lambda)$ représentées sur la figure (2-18), il est clair que le coefficient de puissance est inversement proportionnel avec la vitesse spécifique sur la partie droite des courbes, (après le passage des valeurs limites) ; En effet, une faible vitesse de vent fait augmenter la valeur de la vitesse spécifique et diminuer le coefficient de puissance, par contre une vitesse élevée de vent fait diminuer la vitesse spécifique et augmenter le coefficient de puissance, ce qui permet d'aboutir à des puissances plus importantes.

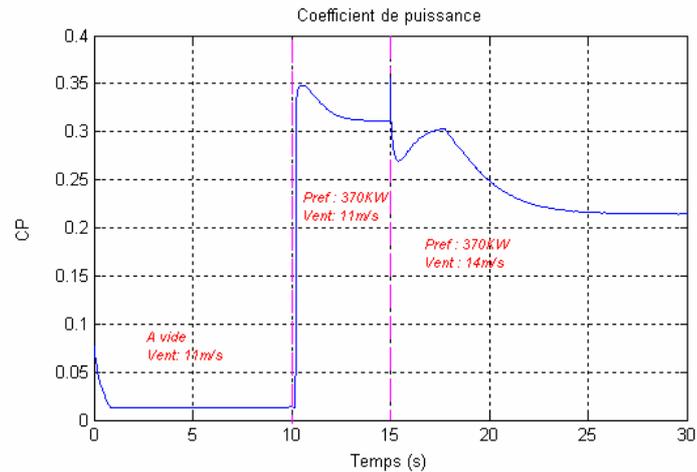


Figure 2-22: variations de coefficient de puissance

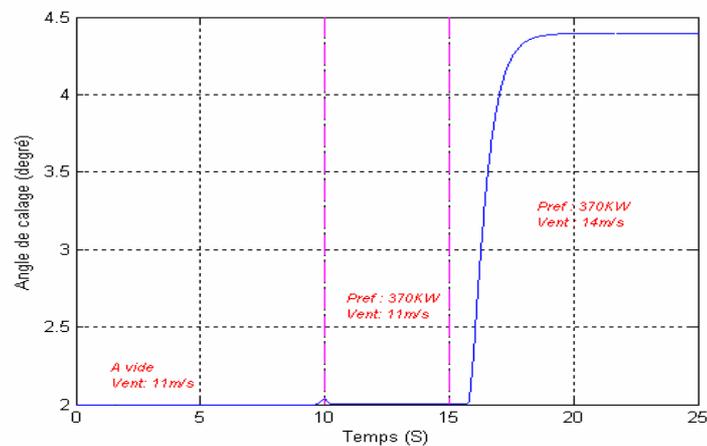


Figure 2-23 : Réponse de l'angle de calage à la variation de vitesse de la turbine

Sur la figure (2-23), on observe que l'angle de calage est maintenu constant par le système d'orientation des pales à une valeur optimale de 02 degrés jusqu'à ce que la turbine fonctionne au dessus de la vitesse nominale du vent, où elle aura la capacité de produire une puissance supérieure à la puissance nominale du système. A ce moment, le système de contrôle de l'angle de calage modifie l'orientation des pales avec une vitesse finie et change ainsi la circulation de l'air autour des pales ce qui réduit le rendement de la turbine et limite sa puissance (figure 2-24).

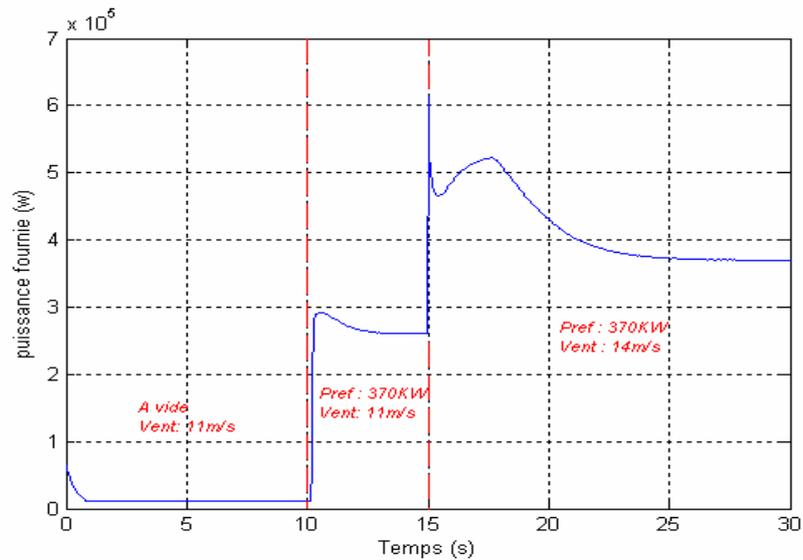


Figure 2-24 : variation de la puissance produite par la turbine

$P_{ref}=370000(w)$, $R=5(m)$, $G=24$, $R_o=1(Kg/m^3)$, $J=11(Kg/m^2)$, $f=0$, $S_b=1000000(w)$, $w_{nom}=125(rd/s)$

2.9 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons déduit les caractéristiques principales de la turbine éolienne après une étude aérodynamique. Après une description succincte des différentes zones de fonctionnement, nous avons consacré ce chapitre à la modélisation globale de la turbine éolienne avec le système d'orientation des pales après avoir décrit les hypothèses simplificatrices introduits par les chercheurs. Le comportement de la turbine pouvait donc être observé à travers un modèle de simulation pour différentes conditions de fonctionnement de charge et de vent. Les résultats de simulation ont montré l'efficacité de la stratégie de limitation de la puissance recueillie par la turbine éolienne. Dans le chapitre suivant, nous allons modéliser la génératrice synchrone à aimants permanents utilisée avec la turbine dans les structures de chaîne éolienne proposées dans le dernier chapitre.

CHAPITRE 3

MODELISATION ET SIMULATION DE
LA GENERATRICE SYNCHRONE
A AIMANTS PERMANENTS

Chapitre 3

Modélisation et simulation de la génératrice synchrone à aimants permanents

3.1 Introduction

L'évolution des aimants permanents modernes, qu'ils soient à base d'alliages métalliques ou à terres rares (par exemple du type manico, samarium cobalt, néodyme fer bore ...) leur a permis d'être utilisés comme inducteurs dans les machines synchrones offrant ainsi beaucoup d'avantages: induction de saturation élevée, faible désaimantation, densité massique élevée, énergie maximale stockée plus grande par rapport aux autres types de machines [11], [28], [29].

Dans la machine à aimants permanents MSAP, l'inducteur est remplacé par des aimants. Le champ d'excitation créé par les aimants permanents, présente l'avantage d'éliminer les balais et les pertes rotoriques. La machine synchrone à aimants permanents est utilisée largement dans plusieurs applications comme les machines à outils, la robotique, les générateurs aérospatiaux, la traction électrique,.....). L'étude de cette machine dans le but de la commander, nous oblige à la mettre sous forme d'un modèle mathématique regroupant tous ces paramètres (résistance, inductance,...), permettant ainsi de mettre en évidence certains phénomènes apparaissant lors de son fonctionnement. En outre, ce modèle nous apporte une aide appréciable dans la résolution des problèmes techniques qui interviennent au cours des applications.

3.2 Matériaux pour aimants

Selon les matériaux utilisés dans les aimants, on distingue deux types d'aimants permanents [28], [29]:

Aimants « rigides » ou durs : bien adaptés aux aimants modernes à cause des caractéristiques linéaires.

Aimants « peut rigides » : Leurs caractéristiques non linéaires et les représentations associées sont plus complexes que celles des aimants rigides.

On peut distinguer trois grandes catégories de matériaux utilisés pour la réalisation des aimants (Figure 3 - 1) [19], [28] :

1-Les alnicos: sont les alliages de fer, d'aluminium, de nickel, et de cobalt. Leur champ rémanent est élevé, mais leur excitation coercitive est faible. Sensibles aux champs antagonistes, leur part de marché est assez réduite et leur coût est moyen [28].

2-Les ferrites : sont des composés d'oxyde de ferrique et d'oxyde de strontium ou de baryum. Leur champ rémanent n'est pas très élevé, mais leur excitation coercitive est importante. Leur faible coût fait que les ferrites occupent aujourd'hui la majorité du marché des aimants [28].

3-Les composés de cobalt et de terres rares comme le samarium. Ces matériaux ont d'excellentes performances techniques. Leur champ rémanent et leur excitation Coercitive sont élevés, leur inconvénient reste le coût important [28].

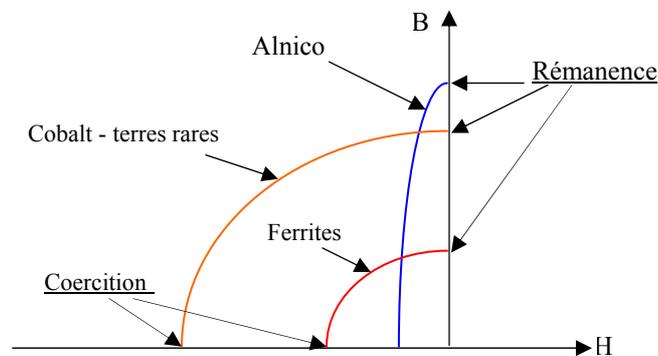


Figure 3-1: Caractéristiques magnétiques de quelques matériaux

3.3 Modélisation d'un aimant « rigide »

3.3.1 Point de fonctionnement d'un aimant

Un aimant permanent est en général associé à un circuit magnétique pour créer un champ dans l'entrefer [28].

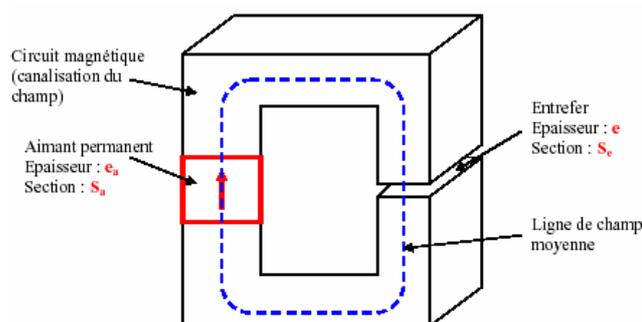


Figure 3-2-a: Circuit magnétique associé à un aimant



Figure 3-2-b : Exemple d'une machine synchrone à aimants

La perméabilité des pièces de matériau ferromagnétique étant très élevée, la reluctance de ces tronçons de circuit magnétique est négligeable devant celle de l'entrefer.

Soient : e_a la longueur de l'aimant, e la largeur de l'entrefer, H l'excitation magnétique dans l'aimant et H_e l'excitation magnétique dans l'entrefer (mesures algébrique).

Le théorème d'Ampère donne :

$$H.e_a + H_e.e = 0 \quad (3-1)$$

Par ailleurs si S_a et S_e sont les sections de l'aimant et l'entrefer, la conservation du flux s'écrit :

$$B.S_a = B_e.S_e \quad (3-2)$$

B : Le champ magnétique de l'aimant.

B_e : Le champ magnétique de l'entrefer, donné par :

$$B_e = \mu_0 H_e \quad (3-3)$$

μ_0 : est la perméabilité relative de l'entrefer.

A partir des trois équations précédentes on déduit la relation :

$$B = -\mu_0 \frac{S_e}{S_a} \frac{e_a}{e} H \quad (3-4)$$

C'est l'équation d'une droite dans le plant (H, B) , on la nomme droite d'entrefer. Comme l'aimant impose une seconde relation entre B et H par sa caractéristique magnétique, on obtient le point de fonctionnement S par intersection de la droite et de la courbe (Figure 3-3).

On constate que l'excitation magnétique H est toujours négative, c'est-à-dire qu'à l'intérieur de l'aimant, les vecteurs B et H sont de sens opposés, par ailleurs, on voit que pour obtenir un champ magnétique important, il faut utiliser pour l'aimant des matériaux qui possèdent à la fois un champ rémanent important et une excitation coercitive élevée.

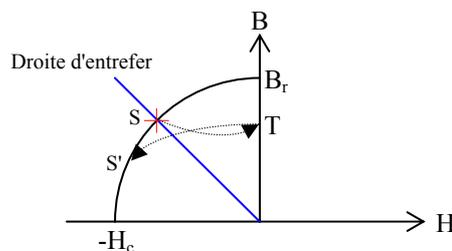


Figure 3-3 : Détermination du point de fonctionnement

3.3.2 Droite de recul

En partant d'un point **S** du cycle, et en réduisant la largeur de l'entrefer, le point de fonctionnement se déplace sur un arc de courbe **ST** si on l'on va jusqu'au court-circuit magnétique (absence d'entrefer). On élargit ensuite l'entrefer jusqu'à ses dimensions de départ, le point de fonctionnement décrit une nouvelle portion de courbe **TS'**. Après quelques allers et retours, le point représentatif parcourt une courbe fermée de recul. En pratique, ce cycle est étroit de telle sorte qu'on peut l'assimiler à un segment de droite. Le support Δ de ce segment est appelé droite de recul. La pente μ_c de cette droite est nommée perméabilité de recul [28].

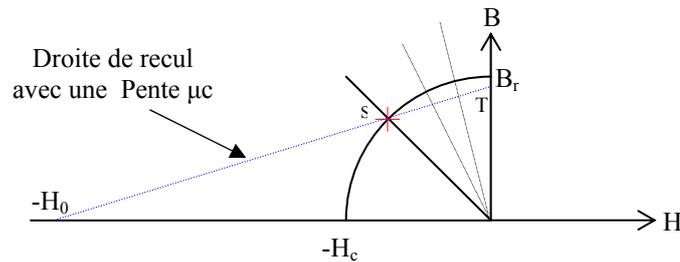


Figure 3-4 : Droite de recul

3.3.3 Fonctionnement avec une force magnétomotrice antagoniste

Très souvent, l'aimant n'est pas la source de flux dans la machine car il existe des enroulements parcourus par des courants. Considérons par exemple le circuit magnétique élémentaire sur lequel on ajoute un bobinage de force magnétomotrice: $f = N.i$

$$\text{Le théorème d'Ampère donne : } H.e_a + H_e.e = f \quad (3-5)$$

$$\text{Par ailleurs, on a toujours : } B.S_a = B_e.S_e \text{ et } B_e = \mu_0.H_e \quad (3-6)$$

On obtient à partir de ces trois relations :

$$H = \frac{f}{e_a} - \frac{S_a}{S_e} \frac{e}{e_a} \frac{B}{\mu_0} \quad (3-7)$$

- Si f est nulle, le point de fonctionnement est en p (Figure 3-5).
- Si f est positif, le point de fonctionnement est en p' , la bobine a une action magnétisante.
- Si f est négative, le point de fonctionnement est en p'' , la bobine a une action démagnétisante.
- Quand on coupe le courant dans l'enroulement, le point de fonctionnement revient en p .

- Si la force magnétomotrice est très négative, le point peut passer en D sur le cycle, la droite de recule est alors plus basse et l'aimant est partiellement démagnétisé.

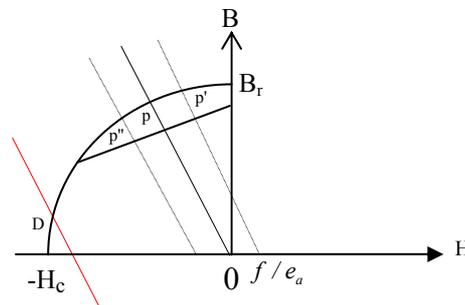


Figure 3-5 : Influence d'une force magnétomotrice externe
Démagnétisation de l'aimant

Ce phénomène peut se produire lors de l'apparition d'une surintensité importante dans le fonctionnement d'une machine [28].

3-4 Comparaison entre la machine synchrone classique et la machine synchrone à aimant permanent

- La MSAP n'exige pas d'excitation, et grâce à l'absence des pertes par excitation et dans les contacts frottants, elle possède un rendement élevé. Dans la machine synchrone classique, l'excitation est nécessaire, l'enroulement d'excitation tournant et les balais présentent assez fréquemment des défaillances de plus, d'où le rendement est relativement faible.
- La MSAP n'exige aucun entretien, et se caractérise par une sécurité de fonctionnement plus élevée, mais dans le MS classique, l'entretien est exigé avec moins de sécurité [19].
- La machine synchrone classique peut avoir trois modes de fonctionnement, à excitation optimale, sous excitée, et sur excitée. Ce qui la rend capable d'améliorer le facteur de puissance d'une installation comportant des appareils consommateurs de puissance réactive, ces avantages ne peuvent être donnés par une MSAP [19].
- La présence de l'inducteur à CC dans la machine synchrone rend la machine plus coûteuse qu'une MSAP, et nécessite de plus une alimentation et un réglage de l'excitation.

3.5 Types des MSAP à flux radial

Suivant la position géométrique de l'aimant dans la machine, on distingue deux types [28], [29].

- 1- MSAP où l'aimant est monté sur la surface du rotor (Figure 3-6-a, b)

L'entrefer effectif large a pour conséquences:

- Pas d'effet de saillant significatif.
- L'effet de réaction d'armature est négligeable.

2- MSAP à aimant inséré dans la matière du rotor (Figure 3-6-c-d, e, f).

L'aimant apparaît comme un entrefer large d'axe direct (d) ou les épanouissements polaires présentent un petit entrefer dans l'axe (q).

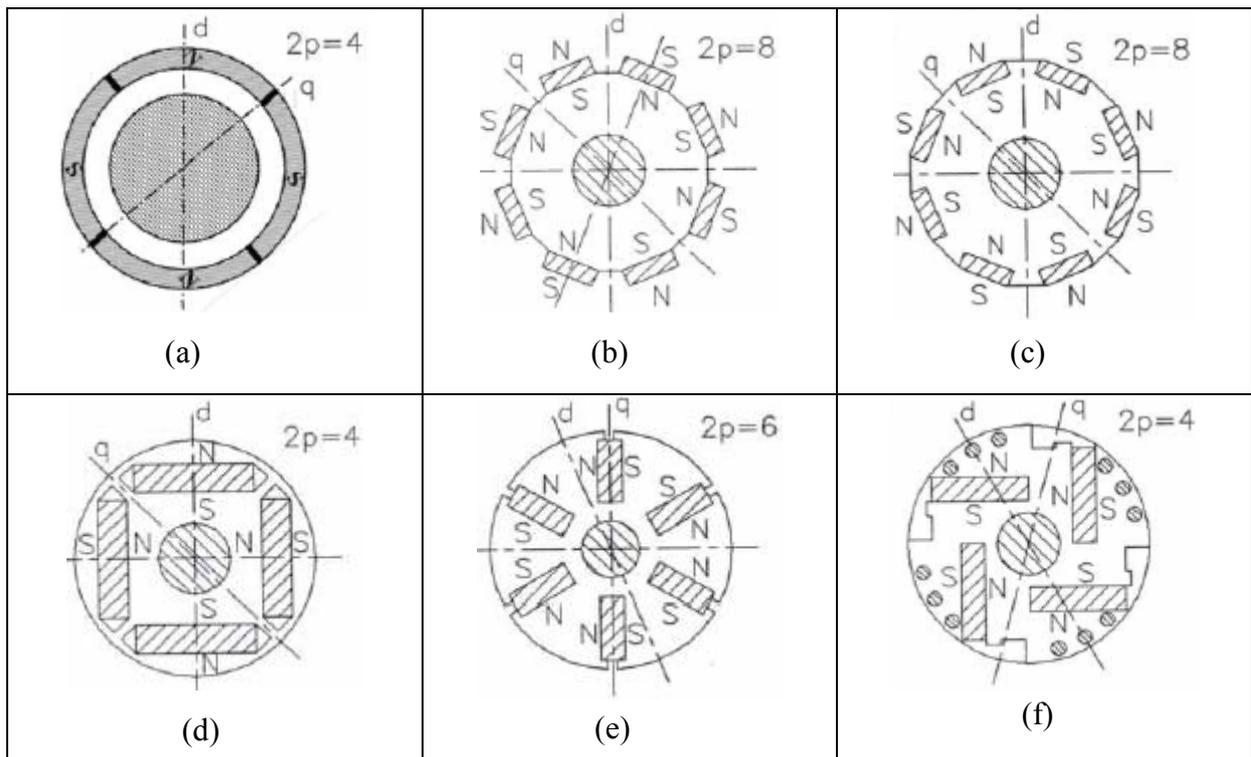


Figure 3-6 : Structures d'inducteurs à aimants dans les machines à champ radial

- (a) Aimant en surface (tubulaire, aimantation radiale alternée).
- (b) Aimants en surface déposés collés ou frettés.
- (c) Aimants en surface insérés entre des pièces polaires.
- (d) Aimants enterrés.
- (e) Amants enterrés (aimantation ortho radiale), structure à aimants à concentration de flux.
- (f) Aimants insérés et cage d'écureuil pour démarrage asynchrone.

3.6 Modèle de la machine synchrone à aimants permanents

3.6.1 Modèle équivalent d'un aimant « rigide »

On revient au cas où le champ magnétique est créé uniquement par l'aimant selon l'expression (3-1):

$$H.e_a + H_e.e = 0$$

Lorsque le point de fonctionnement est sur une droite de recul donnée, on a également :

$$H = \frac{B}{\mu_c} - H_0 \tag{3-8}$$

Pour l'entrefer, on a $B_e = \mu_0.H_e$

La relation (3-8) peut donc s'exprimer sous la forme :

$$\frac{B}{\mu_c} e_a + \frac{B_e}{\mu_0} e = H_0 e_a \tag{3-9}$$

Le flux traversant la section du circuit magnétique est :

$$\phi = B.S_a = B_e.S_e \tag{3-10}$$

On en déduit :

$$\frac{1}{\mu_c} \frac{e_a}{S_a} \Phi + \frac{1}{\mu_0} \frac{e}{S_e} \Phi = H_0 e_a \tag{3-11}$$

On reconnaît dans cette équation la reluctance de l'entrefer: $R_e = \frac{1}{\mu_0} \frac{e}{S_a}$ (3-12)

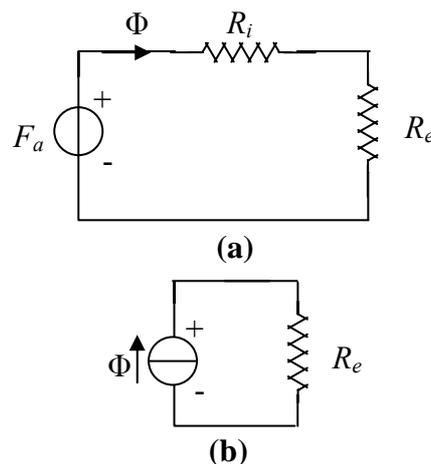
On définit la reluctance interne de l'aimant par : $R_i = \frac{1}{\mu_0} \frac{e_a}{S_a}$ (3-13)

On définit également la force magnétomotrice de l'aimant : $F_a = H_0.e_a$ (3-14)

Avec ces grandeurs, on arrive à écrire l'expression (3-11) sous la forme:

$$(R_i + R_e)\Phi = F_a \tag{3-15}$$

L'expression (3-15) est similaire de celle d'un circuit électrique ayant deux résistances en série et une source de tension. On peut alors représenter l'aimant permanent par des schémas électriques analogues :



(a) Avec source de tension

(b) Avec source de courant

Figure 3-7 : Schéma électrique équivalent

3.6.2 Modèle de la MSAP

Le modèle mathématique de la machine synchrone obéit à certaines hypothèses essentielles simplificatrices [30], [31]:

- ✚ L'absence de saturation dans le circuit magnétique.
- ✚ . La distribution sinusoïdale de le FMM créée par les enroulements du stator.
- ✚ . L'hystérésis est négligée avec les courants de Foucault et l'effet de peau.
- ✚ . L'effet d'encochage est négligeable.
- ✚ . La résistance des enroulements ne varie pas avec la température.

La structure de la machine synchrone à aimants permanents comporte un enroulement triphasé au stator. L'excitation rotorique est créée par des aimants permanents au rotor. Ces aimants sont supposés rigides et de perméabilité voisine de celle de l'air.

3.6.2.1 Equations électriques

Les équations électriques des machines électriques dans un repère fixe lié au stator sont décrites par :

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = R_s \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \psi_a \\ \psi_b \\ \psi_c \end{bmatrix} \quad (3-16)$$

$[v_a \ v_b \ v_c]^t$: Vecteur tension de phases statoriques.

$[i_a \ i_b \ i_c]^t$: Vecteur courant de phases statoriques.

$[\psi_a \ \psi_b \ \psi_c]^t$: Vecteur des flux totaux traversant les bobines statoriques.

R_s : la résistance des phases statoriques.

Les enroulements statoriques de la machine synchrone considérée sont connectés en étoile à neutre isolé, d'où la somme instantanée des courants statoriques est nulle, et il n'y a pas de courant homopolaire. Par conséquent, s'il existe une composante homopolaire de tension ou flux, elle n'intervient pas dans le couple [31]. Le comportement de la machine est donc représenté par deux variables indépendantes.

3.6.2.1 .1 Passage au repère de Park

Afin de simplifier le modèle dynamique de la machine, on applique un changement de repère. Cette transformation mathématique, transforme les trois bobines statoriques fixes déphasées de $2\pi/3$ en deux bobines fictives équivalentes déphasées de $\pi/2$ et situées sur le rotor (Figure 3-8).

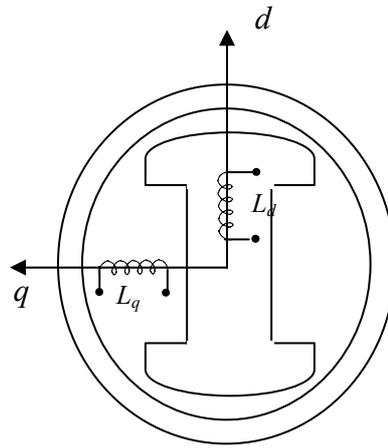


Figure 3-8 : Représentation de la MSAP dans le repère (d, q) de Park

Les deux bobines d et q, tournent avec le rotor, produisant le même effet que les trois bobines fixes. Les variations exprimées dans ce nouveau repère (d, q), nous permettent de passer de repère naturel au repère de Park, et d’avoir ainsi un modèle relativement simple de la machine [30].

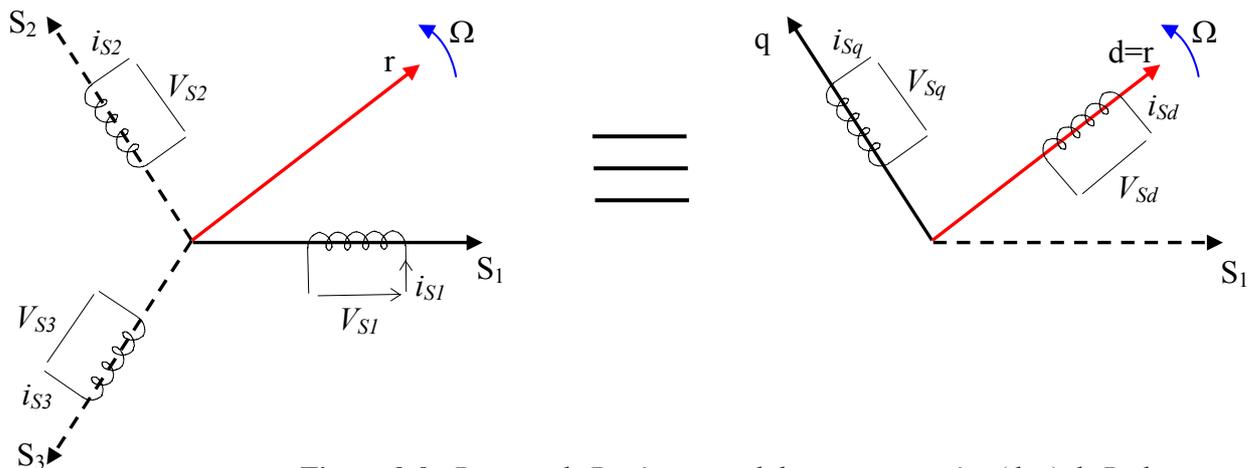


Figure 3-9 : Passage de Repère naturel du stator au repère (d, q) de Park

En appliquant la transformation de Concordia T_{32} défini par (3-17) :

$$\begin{bmatrix} x_\alpha \\ x_\beta \end{bmatrix} = T_{32}^t \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix}, \text{ Avec: } T_{32} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ -1 & \frac{\sqrt{3}}{2} \\ 2 & \frac{2}{\sqrt{3}} \\ -1 & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ 2 & 2 \end{bmatrix} \quad (3-17)$$

Le variable x peut être v , i ou ψ .

On obtient:

$$\begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} = R_s \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \psi_\alpha \\ \psi_\beta \end{bmatrix} \quad (3-18)$$

En appliquant la transformation de Park au système d'équations (3-18), on peut exprimer tous les vecteurs dans un repère lié au rotor. Si θ est l'angle électrique désignant la position du rotor par rapport au stator, nous avons :

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = R_s \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_q \end{bmatrix} + \dot{\theta} P\left(\frac{\pi}{2}\right) \begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_q \end{bmatrix} \quad (3-19)$$

$$\text{Où : } \begin{bmatrix} x_d \\ x_q \end{bmatrix} = P(-\theta) \begin{bmatrix} x_\alpha \\ x_\beta \end{bmatrix} \quad \text{et} \quad P(\theta) = \begin{bmatrix} \cos \theta & -\sin \theta \\ \sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \quad (3-20)$$

v_d, v_q, i_d et i_q sont les composantes directe et en quadrature de tension et de courant.

ψ_d et ψ_q sont les composantes directe et en quadrature du flux.

3.6.2.2 Equations magnétiques

Dans les machines synchrones à répartition sinusoïdale des conducteurs, ψ_d et ψ_q sont fonctions linéaires des courants i_d et i_q :

$$\begin{cases} \psi_d = L_d i_d + \psi_f \\ \psi_q = L_q i_q \end{cases} \quad (3-21)$$

L_d et L_q sont les inductances directe et en quadrature, et elles sont supposées indépendantes de θ . ψ_f représente le flux des aimants. En remplaçant les expressions des flux dans l'équation (3-19), on aboutit à :

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = R_s \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_d & 0 \\ 0 & L_q \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \omega P\left(\frac{\pi}{2}\right) \begin{bmatrix} L_d & 0 \\ 0 & L_q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} e_d \\ e_q \end{bmatrix} \quad (3-22)$$

Où $\omega = p\Omega$, p étant le nombre de paires de pôles et Ω la vitesse angulaire du rotor.

e_d et e_q sont les composantes directe et en quadrature de f.e.m. données par :

$$\begin{cases} e_d = 0 \\ e_q = p\psi_f\Omega \end{cases} \quad (3-23)$$

Les circuits électriques équivalents de la MSAP peuvent être représentés comme suit [32], [46]:

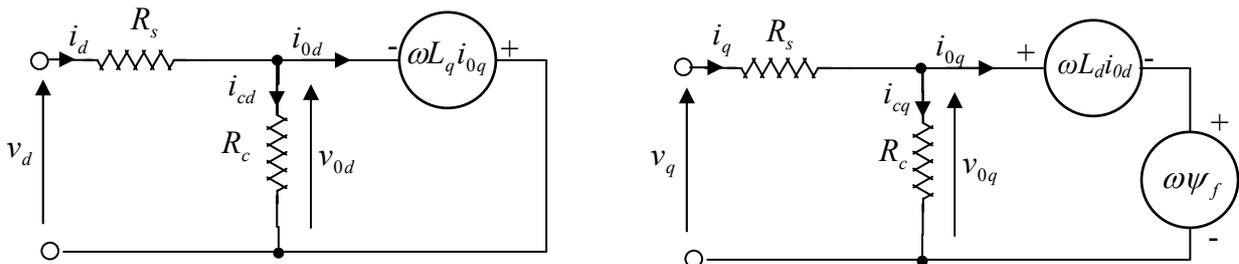


Figure 3-10: circuit équivalent de MSAP –convention moteur-

En utilisant la convention génératrice; on inverse le sens des courant i_d et i_q dans les repères de Park (figure 3-11), et le modèle de la génératrice synchrone à aimants permanents ainsi obtenu peut s'écrire sous la forme [25], [33], [34], [35]:

$$\begin{cases} V_d = -R_s I_d - L_d \frac{d}{dt} I_d + \omega L_q I_q \\ V_q = -R_s I_q - L_q \frac{d}{dt} I_q - \omega L_d I_d + \omega \psi_f \end{cases} \quad (3-24)$$

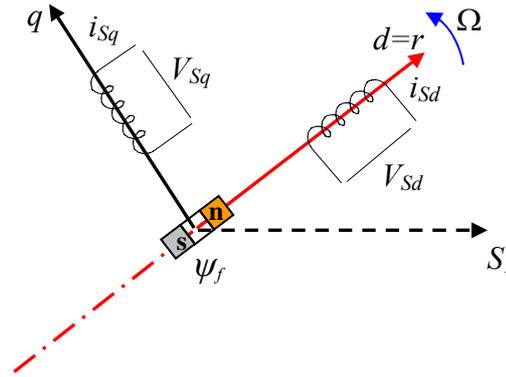


Figure 3-11: Modèle de PARK pour la GSAP

Expression du couple électromagnétique

Le couple électromagnétique C_{em} est exprimé par la dérivée partielle de stockage d'énergie électromagnétique par rapport à l'angle géométrique de rotation du rotor [30]:

$$C_{em} = \frac{dW_e}{d\theta_{geo}} = P \frac{dW_e}{d\theta_e} \quad (3-25)$$

W_e : Energie emmagasinée dans le circuit magnétique.

θ_{geo} : Ecart angulaire de la partie mobile (rotor par rapport au stator).

P : nombre de pair de pôle.

L'expression de la puissance transmise dans le repère de Park est donnée par [35]:

$$P(t) = \frac{3}{2} (V_d I_d + V_q I_q) \quad (3-26)$$

En remplaçant V_d, V_q par leurs expressions, on aura :

$$P(t) = \frac{3}{2} \left[-R_s (i_d^2 - i_q^2) - (i_d \frac{d\psi_d}{dt} + i_q \frac{d\psi_q}{dt}) + \frac{d\theta}{dt} (\psi_d i_q - \psi_q i_d) \right] \quad (3-27)$$

$\frac{3}{2} [-R_s (i_d^2 - i_q^2)]$: Représente la puissance dissipée en pertes Joule dans les enroulements du stator [30].

$\frac{3}{2}[i_d \frac{d\psi_d}{dt} + i_q \frac{d\psi_q}{dt}]$: Représente la variation de l'énergie magnétique emmagasinée dans les enroulements du stator [35].

$\frac{3}{2}[\frac{d\theta}{dt}(\psi_d i_q - \psi_q i_d)]$: Représente la puissance électromagnétique [30].

Sachant que : $p\Omega = \omega$ et $P_e = C_{em} \cdot \Omega$ (3-28)

L'expression du couple électromagnétique peut être exprimé par :

$$C_{em} = \frac{3}{2}P(\psi_d i_q - \psi_q i_d) \quad (3-29)$$

Après affectation des opérations nécessaires, on peut écrire [33], [34]:

$$C_{em} = \frac{3}{2}P[(L_q - L_d]i_d i_q + i_q \psi_f)] \quad (3-30)$$

3.6.2.3 Equations mécaniques

La dynamique de la machine est donnée par l'équation mécanique suivante :

$$C_m - C_{em} - f\Omega = J \frac{d\Omega}{dt} \quad (3-31)$$

Avec :

C_m : Le couple moteur appliqué sur la génératrice.

Ωf : Le couple de frottement.

J : moment d'inertie total de la machine.

f : coefficient de frottement visqueux.

3.7 Simulation de la GSAP

3.7.1 GSAP à vide

$$\begin{cases} I_d = 0 \\ I_q = 0 \end{cases} \quad (3-32)$$

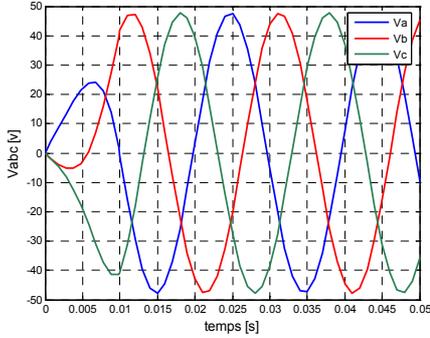
Les expressions des tensions et couple deviennent:

$$\begin{cases} V_d = 0 \\ V_q = \omega \psi_f \\ C_{em} = 0 \end{cases} \quad (3-33)$$

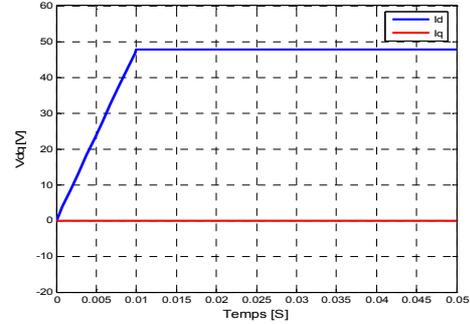
On fait lancer la génératrice par un couple moteur égale à 3.0Nm pour une durée de 10(ms), puis, on la laisse tourner librement. Etant donné que le frottement considéré dans ce cas est

nul, on constate sur la figure (3-12) que la vitesse est stabilisée à une valeur de 18.75 (rad/s), alors que les tensions des phases sont parfaitement sinusoïdales en régime stable, avec une valeur crête de 47.6 (V) et une fréquence de 50(HZ).

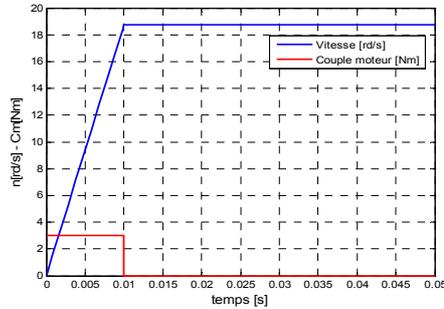
3.7.1.1 Résultats de simulation



a: Tensions statoriques



b: Composantes de tensions Vd et Vq



C: vitesse de rotation et couple moteur

Figure 3-12: GSAP à vide

$R_s=1.137\Omega ; L_d=0.0027H ; L_q=0.0027H ; J=0.0016Kg.m^2 ; f=0Nm/rd/s ; P=17 ; \Psi_f=0.15Wb$

3.7.2 L'influence d'une charge séparée (R_{ch}, L_{ch})

La génératrice alimente dans ce cas une charge électrique (R_{ch}, L_{ch}).

Pour avoir les tensions et les courants résultants de l'application de cette charge sur la génératrice, on applique d'une part, les équations données par (3-24) :

$$\begin{cases} V_d = -R_s I_d - L_d \frac{d}{dt} I_d + \omega L_q I_q \\ V_q = -R_s I_q - L_q \frac{d}{dt} I_q - \omega L_d I_d + \omega \Psi_f \end{cases}$$

D'autre part, l'application des tensions V_d et V_q sur la charge donne:

$$\begin{cases} V_d = R_{ch} I_d + L_{ch} \frac{d}{dt} I_d - \omega L_{ch} I_q \\ V_q = R_{ch} I_q + L_{ch} \frac{d}{dt} I_q + \omega L_{ch} I_d \end{cases} \tag{3-34}$$

En remplaçant les expressions de V_d et V_q dans (3.34), on aura le système suivant :

$$\begin{cases} 0 = -(R_s + R_{ch})I_d - (L_d + L_{ch})\frac{d}{dt}I_d + \omega(L_q + L_{ch})I_q \\ 0 = -(R_s + R_{ch})I_q - (L_q + L_{ch})\frac{d}{dt}I_q - \omega(L_d + L_{ch})I_d + \omega\psi_f \end{cases} \quad (3-35)$$

En introduisant la transformée de *LAPLACE* dans les équations ci-dessus, elles deviennent :

$$\begin{cases} SI_d = \frac{1}{L_d + L_{ch}}[-(R_s + R_{ch})I_d + \omega(L_q + L_{ch})I_q] \\ SI_q = \frac{1}{L_q + L_{ch}}[-(R_s + R_{ch})I_q - \omega(L_d + L_{ch})I_d + \omega\psi_f] \end{cases} \quad (3-36)$$

Considérons le flux d'excitation ψ_f comme grandeur de commande, et les courants I_d, I_q comme variables d'état.

3.7.2.1 Equations d'état

On cherche à obtenir un système d'équations sous forme d'équations d'état:

$$[\dot{x}] = [A][x] + [B][v] \quad (3-37)$$

$$[x] = [i_d \quad i_q]^t, \quad [v] = [0 \quad \psi_f]^t \quad (3-38)$$

Les équations (3-36), peuvent s'écrire sous la forme matricielle (3-39).

$$\begin{bmatrix} \dot{I}_{ds} \\ \dot{I}_{qs} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_s + R_{ch}}{L_d + L_{ch}} & \omega \frac{L_q + L_{ch}}{L_d + L_{ch}} \\ -\omega \frac{L_d + L_{ch}}{L_q + L_{ch}} & -\frac{R_s + R_{ch}}{L_q + L_{ch}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d \\ I_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{\omega\psi_f}{L_q + L_{ch}} \end{bmatrix} \quad (3-39)$$

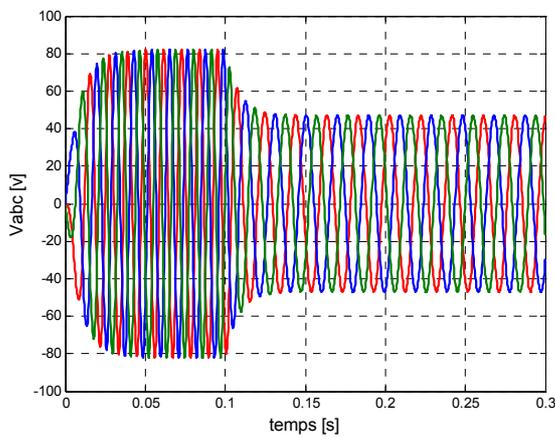
On peut écrire les matrices [A] et [B] sous la forme :

$$[A] = \begin{bmatrix} -\frac{R_s + R_{ch}}{L_d + L_{ch}} & 0 \\ 0 & -\frac{R_s + R_{ch}}{L_q + L_{ch}} \end{bmatrix} + \omega \begin{bmatrix} 0 & \frac{L_q + L_{ch}}{L_d + L_{ch}} \\ -\frac{L_d + L_{ch}}{L_q + L_{ch}} & 0 \end{bmatrix} \quad (3-40)$$

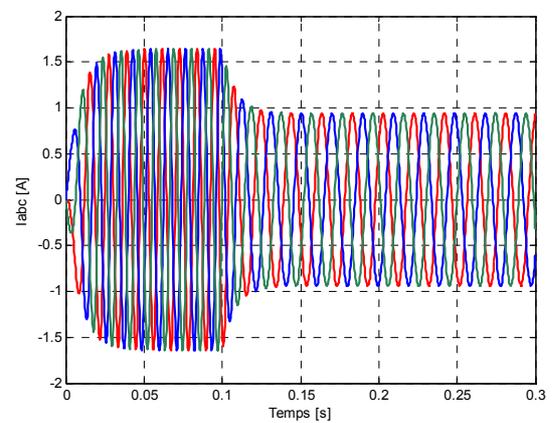
$$[B][v] = \omega \cdot \frac{1}{L_q + L_{ch}} \begin{bmatrix} 0 \\ \psi_f \end{bmatrix} \quad (3-41)$$

3.7.2.2 Résultats de simulation

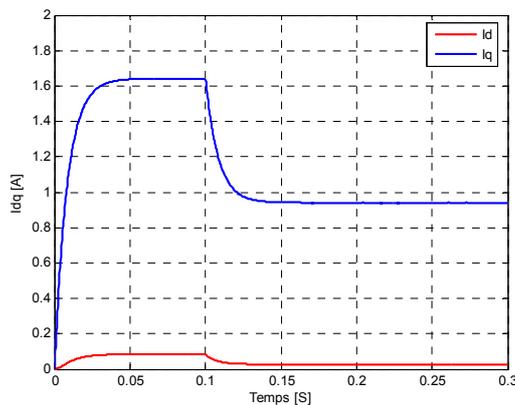
Pour déduire l'effet de la charge électrique sur le comportement de la génératrice en fonction de la puissance mécanique fournie, deux couples moteurs différents sont appliqués (Figure 3-13-e). On constate sur la figure (3-13-f) que l'allure de la vitesse de rotation suit parfaitement celle du couple. La fréquence élevée des tensions et courants représentés sur les figures (3-13-a), et (3-13-b) nous déduit l'effet du grand nombre de paire de pôles de la génératrice et le couple moteur suffisant y appliqué. En diminuant le couple moteur de 6.28 (Nm), à 3.6 (Nm), la vitesse mécanique varie de 319(tr/mn) jusqu'à 182(tr/mn) ; la tension et le courant diminuent respectivement de 83.3 (V), à 47.3 (V), et de 1.72 (A), à 0.96 (A). Il est clair donc, que la puissance électrique de la charge est directement liée à la puissance mécanique fournie.



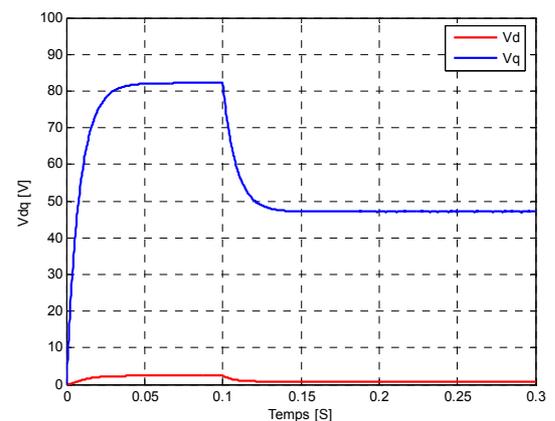
a: Tensions statoriques V_{abc}



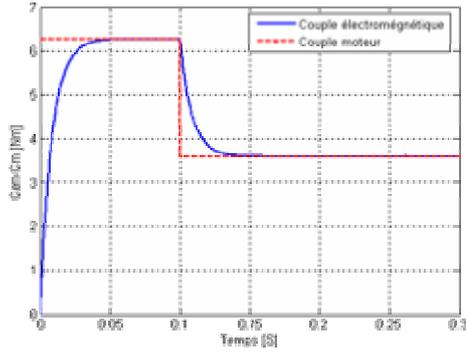
b: Courants statoriques I_{abc}



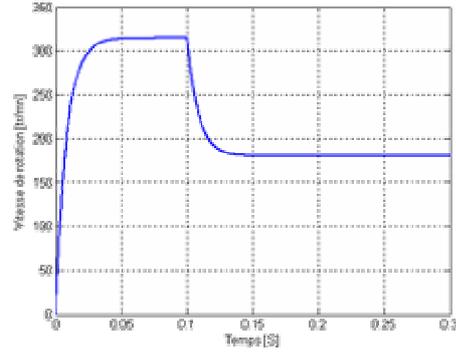
c: Composantes $I_d I_q$



d: Composantes $V_d V_q$



e: Couples électromagnétique et moteur



f: Vitesse de rotation

Figure 3-13: GSAP sur une charge séparée

$R_s=1.137\Omega$; $L_d=0.0027H$; $L_q=0.0027H$; $J=0.0016Kg.m^2$; $f=0Nm/rd/s$; $P=17$; $\Psi_f=0.15Wb$
 ; $R_{ch}=50\Omega$; $L_{ch}=0.002H$

3.7.3 L'influence d'une charge réelle sur une source parfaite

Considérons les tensions V_d, V_q et le flux d'excitation ψ_f comme grandeurs de commande, les courants I_d, I_q comme variables d'état.

3.7.3.1 Equations d'état

On cherche à obtenir un système d'équations sous forme d'équations d'état:

$$\begin{aligned} \dot{[x]} &= [A][x] + [B][v] \\ [Y] &= [C][x] + [D][v] \end{aligned} \tag{3-42}$$

Avec:

$$[x] = [I_d \quad I_q]^t, [v] = [v_d \quad v_q \quad \psi_f]^t \tag{3-43}$$

Les équations (3-36), peuvent s'écrire sous la forme matricielle (3-44).

$$\begin{bmatrix} \dot{I}_{ds} \\ \dot{I}_{qs} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_d} & \omega \frac{L_q}{L_d} \\ -\omega \frac{L_d}{L_q} & -\frac{R_s}{L_q} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\frac{1}{L_d} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{L_q} & \frac{\omega}{L_q} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_d \\ V_q \\ \psi_f \end{bmatrix} \tag{3-44}$$

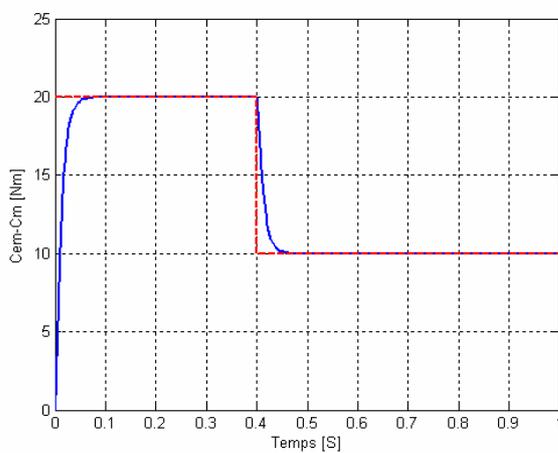
On peut écrire les matrices [A] et [B] sous la forme:

$$[A] = \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_d} & 0 \\ 0 & -\frac{R_s}{L_q} \end{bmatrix} + \omega \begin{bmatrix} 0 & \frac{L_q}{L_d} \\ -\frac{L_d}{L_q} & 0 \end{bmatrix} \tag{3-45}$$

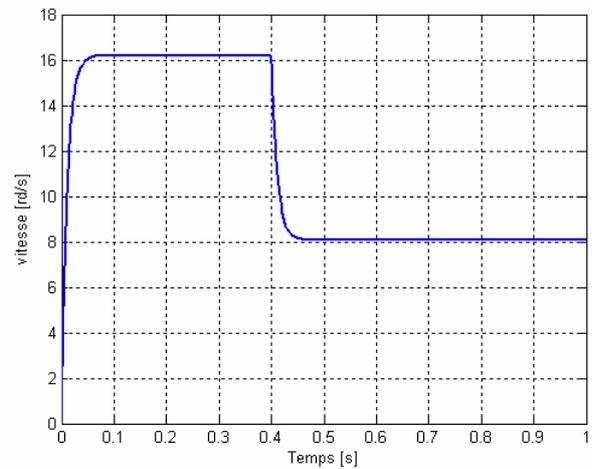
$$[B] = \begin{bmatrix} -\frac{1}{L_d} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{L_q} & 0 \end{bmatrix} + \omega \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{L_q} \end{bmatrix} \quad (3-46)$$

3.7.3.2 Résultats de simulation

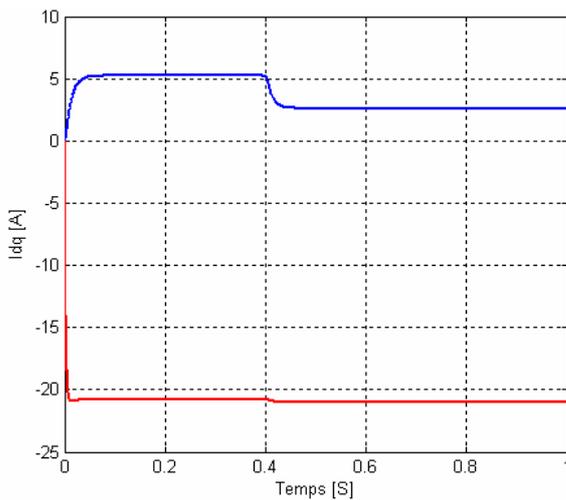
Connectée à une source parfaite de tension de valeur efficace de 24(V), on applique à la génératrice un couple moteur suffisant égale à 20 (Nm), à l’instant t=0(s). Après un instant de 0.4(s), on diminue ce couple jusqu’à 10Nm. La vitesse et le couple électromagnétique ont pratiquement les mêmes formes d’allures, et sont stables en régime permanent.



a: Couples électromagnétique et moteur



b: Vitesse de rotation



c: Composantes I_d et I_q

Figure 3.16: GSAP connectée à une source de tension parfaite

$R_s=1.137\Omega$; $L_d=0.0027H$; $L_q=0.0027H$; $J=0.0016Kg.m^2$; $f=0Nm/rd/s$; $P=17$; $\Psi_f=0.15Wb$

3.8 Conclusion

Après avoir présenté les types des aimants permanents et les caractéristiques des matériaux utilisés, nous avons établi, en premier lieu un modèle électrique équivalent de l'aimant associé au circuit magnétique. Une brève description de la machine synchrone à aimants permanents a été présentée dans ce chapitre comportant une comparaison avec la machine synchrone classique et les différentes structures rencontrées. Nous avons abordé en suite la modélisation de la machine synchrone dans sa structure générale, avant d'arriver à un modèle définitif de la génératrice synchrone à aimants permanents utilisée au cours de ce travail. Ce modèle a été validé par les résultats de simulation aboutis pour une génératrice à vide, avec une charge séparée, ou encore connectée à une source de tension. Dans le chapitre suivant, nous allons modéliser toute la chaîne éolienne selon les structures proposées et les différentes stratégies de contrôles développées en associant l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents par des convertisseurs statiques débitant sur une charge de types batterie, dont l'objectif, est de pouvoir faire une synthèse comparative complète entre ces structures.

CHAPITRE 4

ETUDE COMPARATIVE DES STRUCTURES
DE CONVERSION EOLIENNE DEBITANT
SUR UNE CHARGE ISOLEE

Chapitre 4

Etude comparative des chaînes de conversion de l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents débitant sur une charge isolée

4.1 Introduction

Ce chapitre présente un comparatif des architectures et stratégies de gestion d'énergie dédiées aux systèmes éoliens de petites puissances utilisant pour la production d'électricité un générateur synchrone à aimants permanents, et débitants sur une charge de type batteries. Ce contexte sert à détailler autant que possible les différentes structures éoliennes développées par les chercheurs et offrir les compromis existants à savoir : coût- fiabilité- performance optimale. Nous allons qualifier une structure dépourvue de composants actifs d'électronique de puissance et de contrôle, raison pour laquelle elle est appelée «chaîne éolienne passive ». L'association directe de la génératrice synchrone à aimants permanents avec un redresseur à diodes est fortement couplée à cause de l'impédance de la génératrice ce qui influe sur les propriétés de cette chaîne et limite son exploitation de production d'électricité.

En vue de remédier aux problèmes d'adaptation naturelle de la chaîne précédente, nous allons détailler quelques structures appartenant à la chaîne éolienne dite «Active » à cause des composants actifs d'électronique de puissance et les dispositifs MPPT, qui servent à adapter électriquement les différents composants de la chaîne éolienne, et maximiser ainsi le rendement énergétique globale.

A cet effet, quatre structures de conversion de l'énergie électrique fournie par l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents à vitesses variables sont étudiées et comparées en utilisant plusieurs stratégies de contrôle. Les trois premières structures sont basées sur le contrôle indirect des courants dans les hacheurs insérés entre le pont de diodes et la charge de type batteries à savoir, le hacheur dévolteur simple, le hacheur dévolteur asymétrique, et le hacheur survolteur. Le pont de diodes de la chaîne éolienne passive est remplacé dans la dernière structure par un redresseur à commande par MLI débitant sur un bus continu, ce-ci permet de piloter directement en couple ou en vitesse la génératrice. Les comparaisons de puissances et les bilan énergétiques à des vitesses de vent variables ont alors permis d'évaluer les différentes structures et stratégies de pilotage.

4.2 Configurations de chaînes de conversion dédiées au petit éolien

Vu la complexité d'un système éolien à cause de la multiplicité des domaines existants et le couplage mutuelle délicat entre les différents composants à savoir la turbine, l'arbre, le générateur, et le convertisseur, ainsi que l'environnement extérieur (vent, charge...); plusieurs configurations dédiées aux petites éoliennes à entraînement direct ont été étudiées et implantées au niveau mondial en vue d'améliorer leurs rendements énergétiques et de faciliter leurs exploitations. Selon les applications souhaitées de telles systèmes que se soit, autonomes pour charger des batteries, ou à des applications avec raccordement au réseau électrique; une variété d'équipements de contrôle et de conditionnement d'énergie électrique a été développée. La figure 4-1 représente une structure générale d'un système éolien.

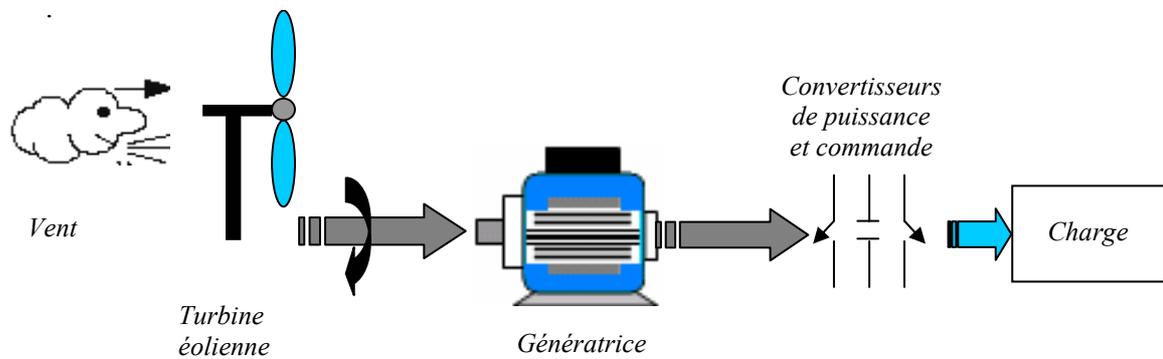


Figure 4-1 : Structure générale des chaînes éoliennes comparées

Avant de détailler les architectures traitées dans cette thèse. Nous allons citer quelques configurations proposées par les chercheurs, dédiées aux systèmes éoliens à faibles puissances et destinées pour alimenter des charges de type batteries.

4.2.1 : Chaîne de conversion commandée en MPPT par capteur de tension du bus continu et de la batterie

Cette configuration représentée sur la figure 4-2 consiste en une compensation réactive de l'alternateur par des condensateurs, Le convertisseur DC/DC de type Buck/boost sert à optimiser la charge de la batterie et de capter l'énergie maximale sur la gamme de vitesse du vent, la commande MPPT est réalisée par les signaux issus des capteurs de tension du bus continu et de la batterie.

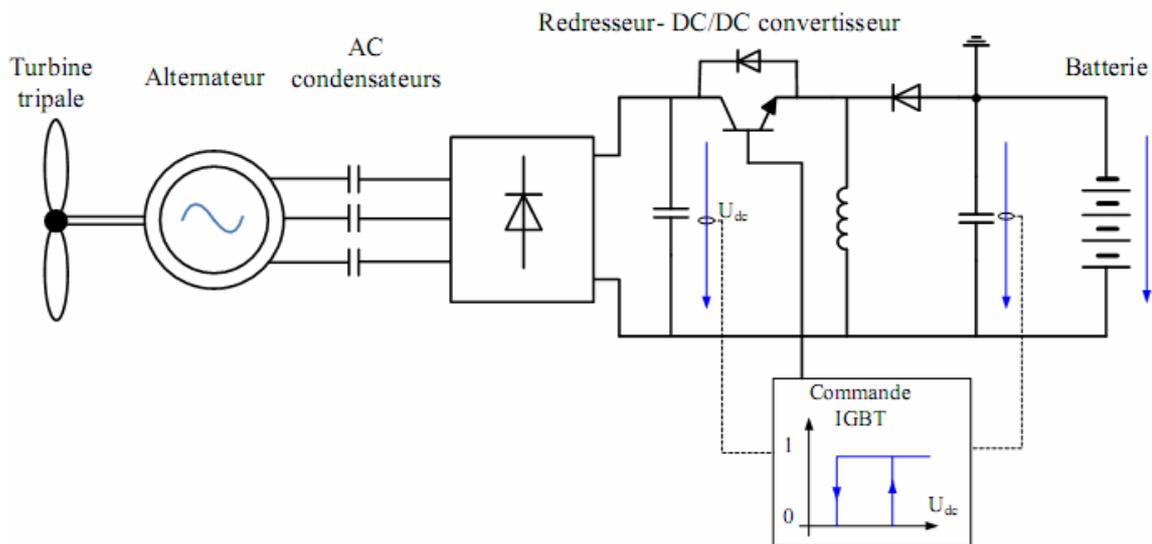


Figure 4-2 : Chaîne de conversion commandée en MPPT par capteur de tension du bus continu et de la batterie [36]

4.2.2 : Chaîne de conversion éolienne passive avec transformateur

Cette chaîne de conversion éolienne de la figure 4-3 se compose d'une turbine tripale entraînant une génératrice synchrone triphasée à aimants permanents, d'un transformateur associé à un redresseur à diodes débitant sur un bus continu comprenant des accumulateurs de tension. Cette configuration nécessite la connexion d'un transformateur en aval du générateur afin d'augmenter l'efficacité énergétique captée par la turbine en dépit des variations de tension de la batterie. De plus, elle a montré la corrélation entre la tension du bus continu et la puissance récupérée par l'éolienne et donc l'intérêt possible de cette chaîne très simple moyennant une adaptation naturelle de l'impédance aux variations de la source. Enfin, il a été mis en évidence que l'adjonction d'un transformateur entre le redresseur et l'aérogénérateur s'avère néfaste pour le rendement énergétique global, surtout aux faibles vitesses de vent.

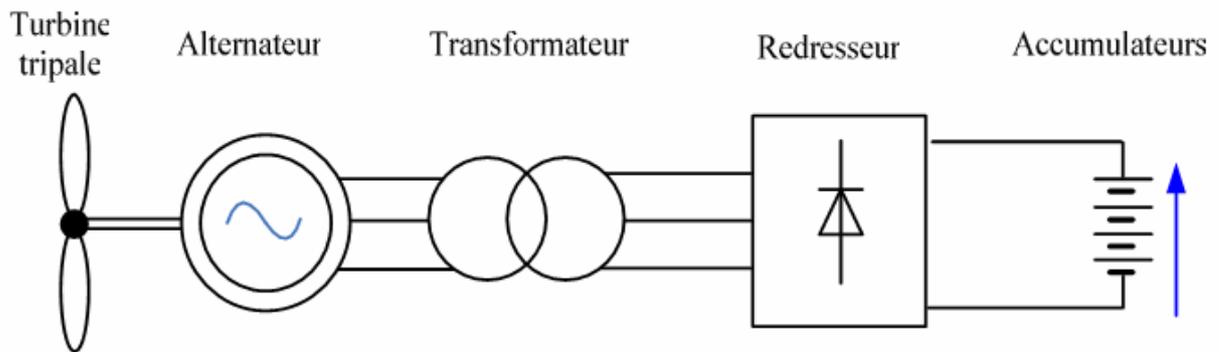


Figure 4-3 : Chaîne de conversion éolienne passive avec transformateur [37]

4.2.3 : Petite éolienne tripale autonome débitant directement sur charge variable

Cette structure de petite éolienne représentée sur la figure 4-4 est dédiée pour l'installer sur un site isolé. Les éléments du système sont couplés à une charge variable correspondant à un profil de consommation pendant une durée déterministe via une interface électronique de puissance.

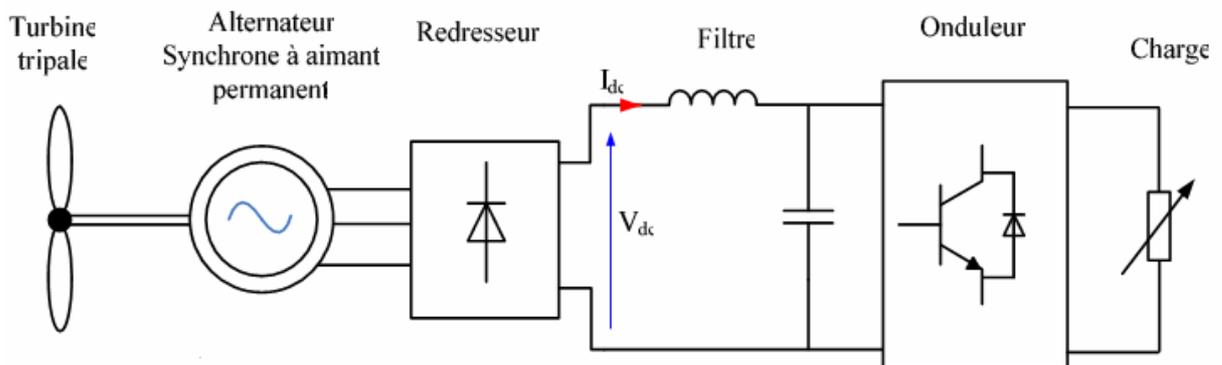


Figure 4-4 : Petite éolienne tripale autonome débitant directement sur charge variable [38]

Ce type de configuration a été abordé dans [39] avec une commande MPPT utilisant un algorithme basé sur un réseau de neurones artificiel. Cette structure est proposée dans le but d'assurer la disponibilité énergétique permanente aux consommateurs de ce réseau autonome. Pour une génératrice donnée, les résultats expérimentaux de cette étude montrent que la puissance récupérée est faible lorsqu'on n'a pas de commande MPPT permettant d'adapter activement l'impédance du réseau à la source éolienne.

4.2.4 : Chaîne de conversion éolienne active avec commande MPPT par régulation du bus continu

La figure 4-5 représente un prototype d'éolienne tripale alimentant une charge isolée. Il utilise une génératrice synchrone à aimants permanents à effet Vernier associée à un redresseur actif à IGBT commandés par MLI.

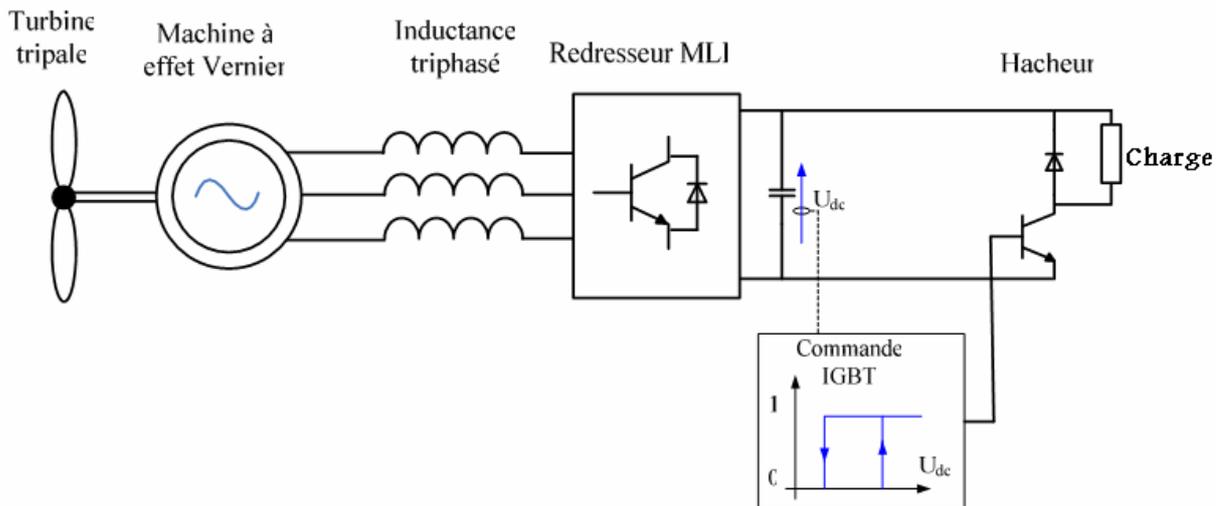


Figure 4-5 : Chaîne de conversion éolienne active avec commande MPPT par régulation du bus continu [37]

La commande MPPT est réalisée par le redresseur MLI et le hacheur dévolteur. Cette étude indique que cette génératrice n'est pas adaptée pour être utilisée avec un redresseur à diodes car cette association conduirait à un faible facteur de puissance. C'est pour cela elle utilise un redresseur à commande par MLI et un autre convertisseur. Parallèlement, cette étude montre qu'entre des éléments généralement figés (turbine éolienne, tension des accumulateurs ou tension du réseau), la génératrice est un élément central d'ajustement qui permet d'optimiser l'ensemble de la chaîne de conversion. Suivant le convertisseur d'électronique de puissance utilisé avec la génératrice, il peut être nécessaire de prévoir l'adaptation de celle-ci à une turbine donnée à travers un dimensionnement dédié.

4.2.5 : Architecture d'une chaîne éolienne « passive » avec multiplicateur de vitesse

Cette topographie illustrée sur la figure 4-6 est composée d'une petite turbine éolienne à axe horizontal, d'une boîte d'engrenages à un étage, d'un générateur synchrone à aimants permanents, d'un pont de diodes et d'un groupe de batteries.

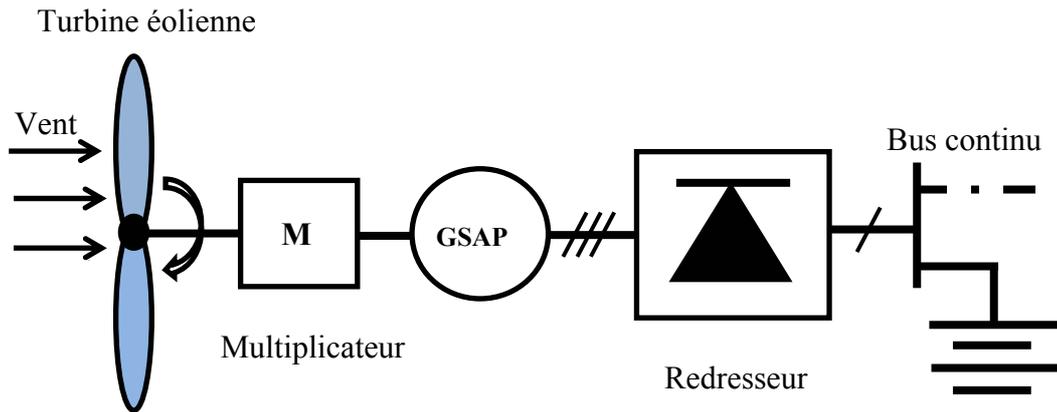


Figure 4-6 : Architecture d'une chaîne éolienne « passive » avec multiplicateur de vitesse [40]

Dans ce système à tension continue fixe, la vitesse de rotation pour chaque vitesse de vent dépend de quelques paramètres de conception du système comme le rapport de transformation de la boîte d'engrenages et la tension aux bornes de la batterie. L'objectif ici est de maximiser la puissance obtenue en cherchant la combinaison optimale du rapport de la boîte et la tension de batterie.

4.3 CONCLUSION

En résumé des travaux précédents, nous constatons que, la conversion aérodynamique en génie électrique des petites éoliennes est une mission difficile et complexe. La plupart des études sont orientées vers différentes méthodes pour optimiser la commande MPPT. Cependant, l'architecture de tels systèmes cause les inconvénients suivants :

1- La complexité et le coût du système : avec la commande MPPT, la complexité du système augmente, à travers l'ensemble des fonctions et composants nécessaires au contrôle/commande et à la gestion. L'électronique de puissance contrôlable, soit à travers des structures de redresseurs actifs ou des associations pont de diodes-hacheur complexifie aussi le dispositif. De plus, les organes contrôlés nécessitent aussi des capteurs, et/ou observateurs. Ainsi, malgré la simplification de certaines structures de conversion, ces systèmes présentent encore une complexité, donc un coût qui, bien que parfaitement acceptable et compétitif pour l'éolien classique, reste non négligeable dans le contexte technico-économique du « Petit éolien ».

2- La fiabilité et la maintenance : En termes de tendance générale, plus le système est complexe, plus la fiabilité et la durée de vie diminuent. Le coût de maintenance tend aussi à augmenter. En réalité, plusieurs incidents techniques sur des petites éoliennes proviennent des dispositifs de commande, de l'électronique de puissance et des capteurs.

4.4 Etude de la chaîne éolienne « passive »

4.4.1 Introduction

L'étude de cette structure simple est apparait nécessaire dans ce travail pour pouvoir estimer son comportement énergétique, et savoir les conditions assurant les performances d'utilisation à savoir la plage de variation du vent, et le dimensionnement du générateur utilisé ; et pouvoir par la suite faire une comparaison judicieuse avec d'autres configurations.

Cette structure illustrée sur la figure 4-7 n'a pas eu d'importance significative par les chercheurs dans le domaine d'énergie éolienne à l'exception de quelques travaux à savoir [37], [41], et [42] qui ont concentrés leurs études sur la conception et le dimensionnement de l'ensemble génératrice – pont de diode – bus batterie contrairement aux chaînes actives classiques qui sont en cours de développement de plusieurs architectures et stratégies de contrôle qui servent à optimiser de plus en plus leurs exploitation dans les sites isolés ou raccordés aux réseaux.

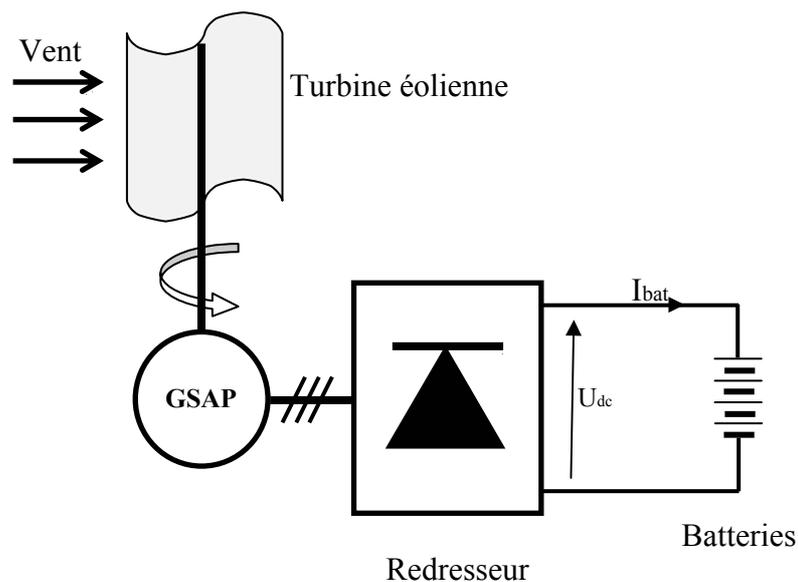


Figure 4 -7 : Architecture d'une chaîne éolienne « passive »

Cette chaîne éolienne « entièrement passive », est conçue donc sans électronique de puissance contrôlée, et sans commande MPPT. Elle intègre une turbine à attaque directe entraînant une génératrice synchrone à aimants permanents. Le courant triphasé de la génératrice est redressé par un pont de diodes qui débite directement sur un bus batterie.

4.4.2 Modélisation de la chaîne éolienne passive

En vue de comprendre mieux la chaîne éolienne passive illustrée sur la figure 4-7 et l'influence mutuelle entre ces différents constituants, et notamment, entre le redresseur à pont de diodes et la génératrice à cause de l'impédance de cette dernière, Il apparaît nécessaire d'avoir des modèles qui reflètent judicieusement le comportement électrique réel de l'ensemble de la chaîne.

Un modèle implanté sur MATLAB prend en considération le phénomène d'empiètement et fait apparaître l'effet des inductances sur le processus de commutation en le comparant avec celui du pont de diodes parfait alimenté par une source de tension avec une impédance supposée nulle et débite sur une batterie idéale.

Par ailleurs, un modèle analytique équivalent a été développé pour expliquer l'aspect de l'adaptation naturelle de l'impédance interne de la génératrice sur le comportement énergétique globale et les limites de fonctionnement de la chaîne éolienne passive.

4.4.2.1 Etude d'un redresseur monophasé à diode sur charge R L

Le montage de la figure 4-8 représente un curcuit simple de redresseur monophasé qui débite sur une charge R L.

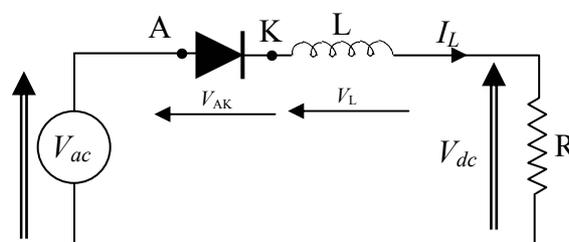


Figure 4 -8 : Redresseur monophasé à diode

- La diode se met à conduire lorsque la tension anode-cathode devient positive ($V_{AK} > 0$). Lorsqu'elle est conductrice, la tension à ses bornes est nulle (cas d'une diode parfaite) ou plus généralement égale à une valeur de seuil U_{D0} (typiquement comprise entre 0.5 et 1 V). Cette valeur reste toutefois négligeable devant les autres chutes de tension dans le circuit. Le courant dans la diode est alors imposé par le reste du circuit.
- La diode se bloque lorsque le courant anode-cathode qui la traverse s'annule ($I_{AK} = 0$). La tension anode-cathode est alors imposée par le reste du circuit.

4.4.2.2 Modèle du redresseur monophasé à diode

Le comportement du redresseur peut être caractérisé en exprimant le courant dans l'inductance:

$$I_L = \frac{1}{L} \int V_L(t) dt \quad (4-1)$$

Où la tension V_L aux bornes de l'inductance dépend de l'état de conduction c de la diode selon la relation :

$$V_L = c(V_{ac} - V_{dc}) \quad (4-2)$$

Sachant que la tension aux bornes de la résistance est donnée par la relation:

$$V_{dc} = RI_L \quad (4-3)$$

L'équation (4-1) est devenue :

$$I_L = \frac{1}{L} \int c(V_{ac} - RI_L) dt \quad (4-4)$$

Les différents paramètres sont montrés sur la figure 4-9

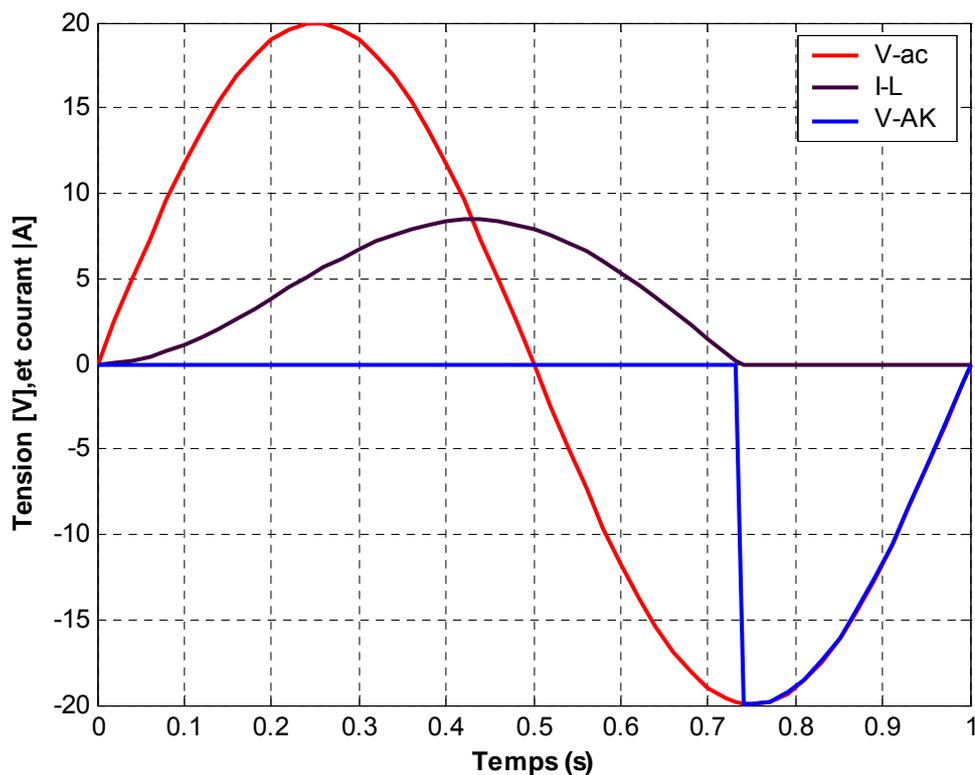


Figure 4 -9 : Courbes de tensions et courant d'un redresseur monophasé à diode et charge inductive

Les résultats de simulation de la figure 4-9 nous montrent le retard de blocage engendré par la charge inductive. Nous rappelons qu'au cas d'une charge purement résistive, le blocage au zéro du courant i_L correspond exactement au passage par zéro de la tension V_{ac} .

4.4.2.3 Modélisation et simulation d'un pont de diode sans prise en compte de l'empîement

Considérons en premier lieu, le circuit de la figure 4-10 constitué par un pont de diodes parfait alimenté par une source de tension avec une impédance supposée nulle et débite sur une batterie idéale.

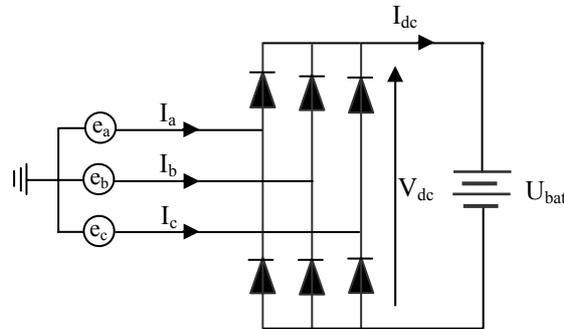


Figure 4-10 : Schéma d'un circuit parfait

Avec ces hypothèses, chaque diode assure la conduction du courant pendant 1/3 de la période, dans ce cas, les courants de ligne i_a , i_b et i_c prennent à tour de rôle la valeur et la forme du courant continu I_{dc} . Les relations entre les tensions d'entrée et de sortie d'une part, et les courants d'entrée et de sortie d'autre part, sont les suivantes [43].

$$V_{dc} = \frac{3}{\pi} E_{ab}^{\max} = \frac{3 * \sqrt{6}}{\pi} E_a^{\text{eff}} \quad (4-5)$$

$$I_{dc} = \frac{\pi}{\sqrt{6}} I_a \quad (4-6)$$

Où V_{dc} et I_{dc} sont les valeurs moyennes de la tension et du courant en sortie du redresseur, et V_{abc} et I_{abc} sont les tensions et courants des trois phases côté alternatif.

Considérant une séquence de conduction entre les deux phases a et b; on aura le schéma équivalent de la figure 4-11

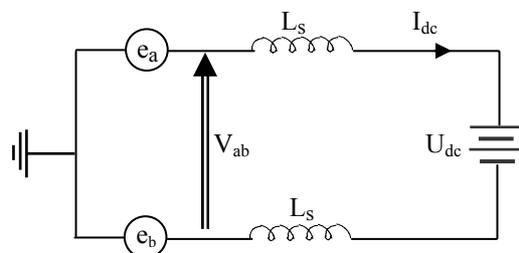


Figure 4-11 : Schéma équivalent d'une séquence en conduction normale

En appliquant la loi des mailles et des noeuds, nous aurons l'équation suivante reliant le courant I_a avec les tensions V_a et V_b :

$$\frac{dI_a}{dt} = \frac{1}{L_S} (V_a - V_b + V_{dc}) \quad (4-7)$$

On déduit alors les expressions des courants I_b et I_c en fonction des tensions V_a , V_b , et V_c résultants des circuits équivalents correspondants aux séquences de conduction des phases (a-c), et (b-c):

$$\frac{dI_b}{dt} = \frac{1}{L_S} (V_b - V_c + V_{dc}) \quad (4-8)$$

$$\frac{dI_c}{dt} = \frac{1}{L_S} (V_c - V_a + V_{dc}) \quad (4-9)$$

Les commutations instantanées entre les différentes phases sont illustrées d'une manière claire sur les allures des tensions et courants en amont et en aval du pont de diodes représentées sur les figures 4-12; 4-13; et 4-14.

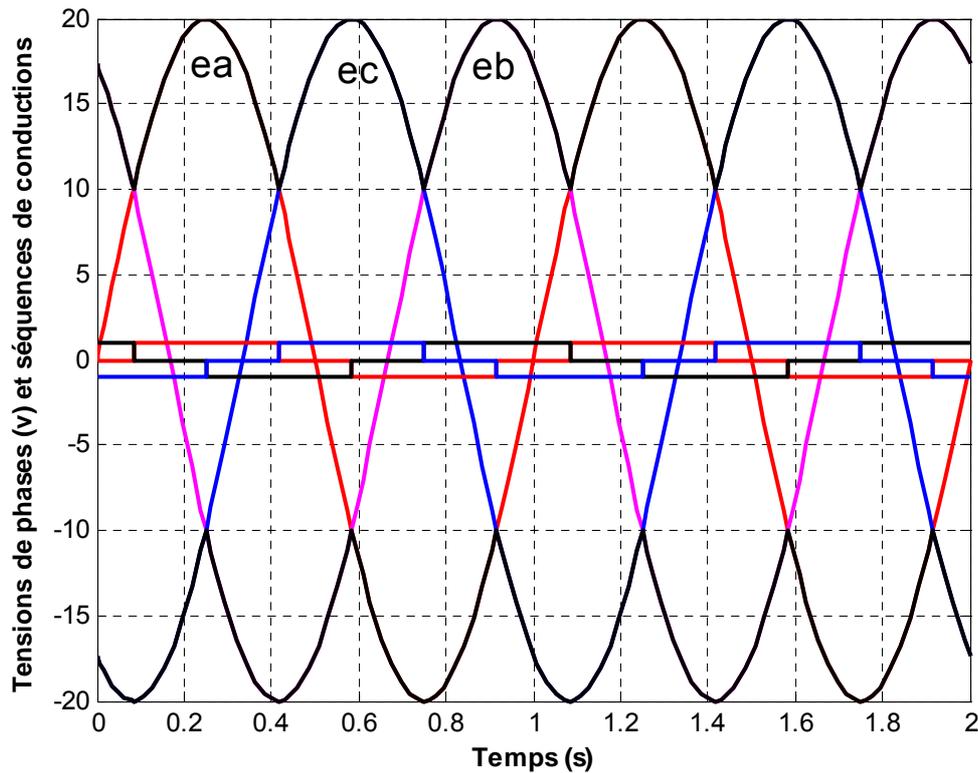


Figure 4-12 : Tensions de phases associées aux séquences de conduction

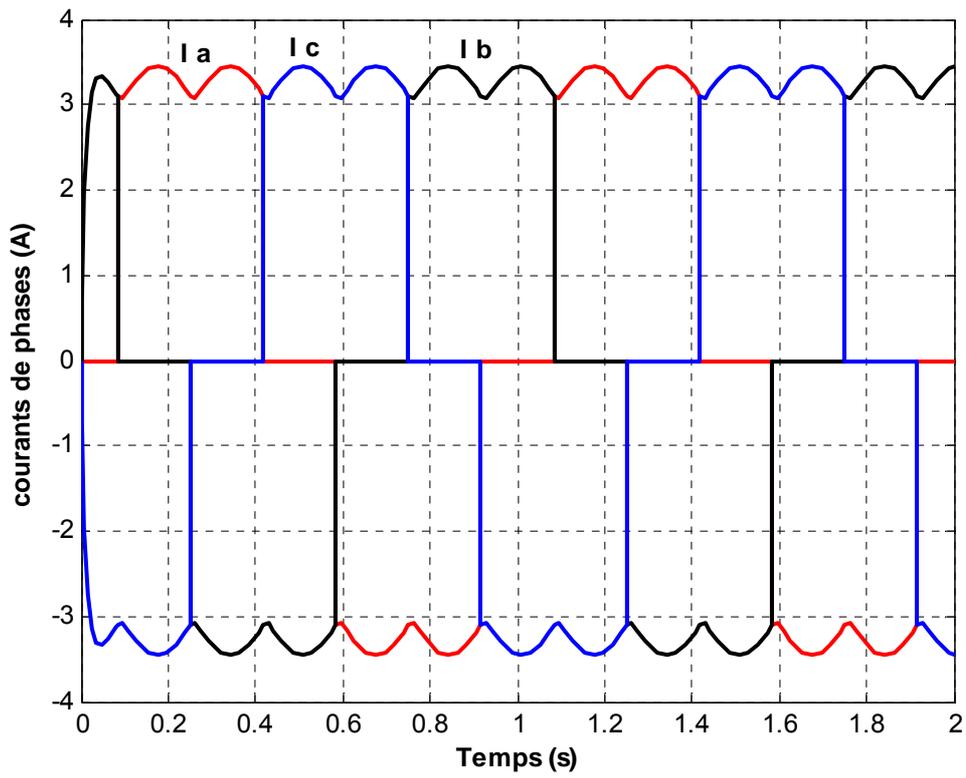


Figure 4-13 : Courants de phases en amont du pont de diodes

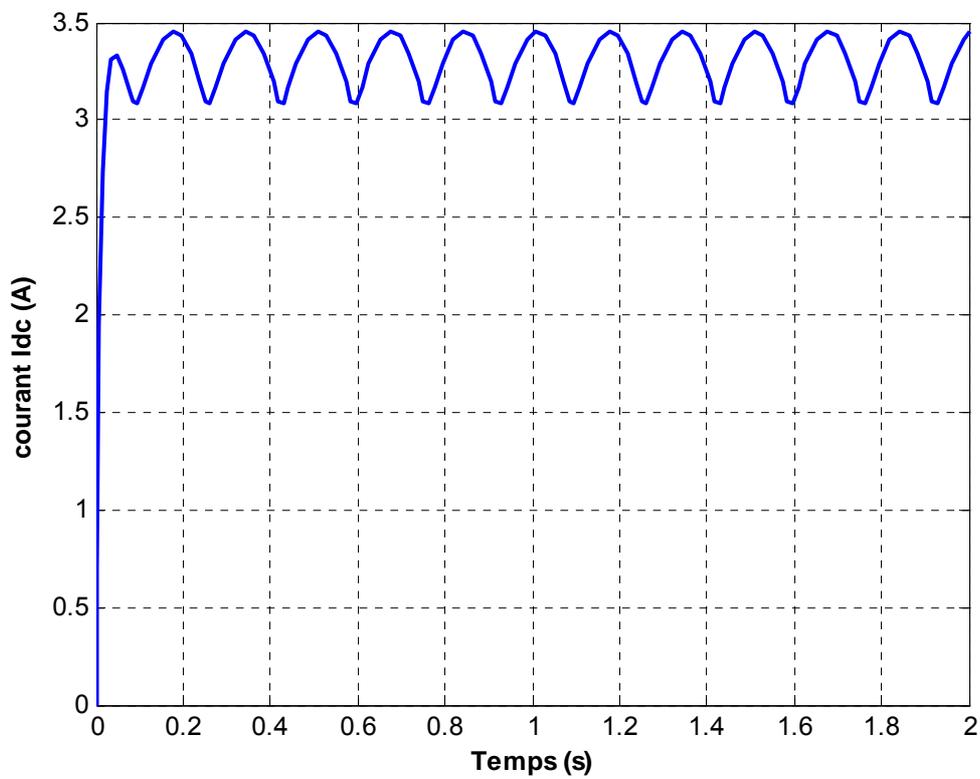


Figure 4-14 : Courant de ligne I_{dc} en aval du pont de diodes

4.4.2.4 Modélisation et simulation d'un pont de diode avec prise en compte de l'empiétement

En réalité, la supposition précédente n'est plus juste à cause de l'effet des inductances non négligeables qui s'opposent aux variations brutales des courants et provoquent ainsi ce qu'on appelle phénomène d'empiétement des phases pendant le processus de commutation [28], [43]. La topologie équivalente du circuit pendant une phase de commutation est représentée sur la figure 4-15.

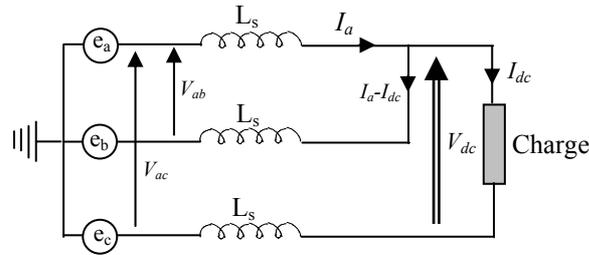


Figure 4-15 : Schéma équivalent de circuit pendant une séquence de commutation

Pendant une période de conduction du pont de diodes, deux phases quelconques vont rentrer deux fois en conduction simultanée. La première séquence se produira à l'instant où les f.c.e.m. des deux phases deviennent les plus positives, et l'autre séquence aura lieu quand celles-ci deviennent les plus négatives.

En appliquant la loi des mailles et des noeuds, nous nous obtenons:

$$V_{ab} = 2L_S \frac{dI_a}{dt} - L_S \frac{dI_{dc}}{dt} \quad (4-10)$$

$$V_{ac} = L_S \frac{dI_a}{dt} + L_S \frac{dI_{dc}}{dt} + V_{dc} \quad (4-11)$$

On déduit des équations (4-10) et (4-11) l'expression du courant I_a en fonction des tensions:

$$\frac{dI_a}{dt} = \frac{1}{3L_S} (V_{ab} + V_{ac} - V_{dc}) = \frac{1}{3L_S} (2V_a - V_b - V_c - V_{dc}) \quad (4-12)$$

La chute de tension due à l'empiétement est donnée par :

$$\Delta U = L_S \frac{dI_a}{dt} = \frac{1}{3} (2V_a - V_b - V_c) \quad (4-13)$$

La même procédure peut être menée pour l'étude de la deuxième phase d'empiétement, on déduit les expressions suivantes du courant I_a et de la chute de tension due à l'empiétement:

$$\frac{dI_a}{dt} = \frac{1}{3L_S} (2V_a - V_b - V_c + V_{dc}) \quad (4-14)$$

$$\Delta U = \frac{1}{3}(2V_a - V_b + V_{dc}) \tag{4-15}$$

Les allures de tensions et courant sont représentées sur les figures suivantes:

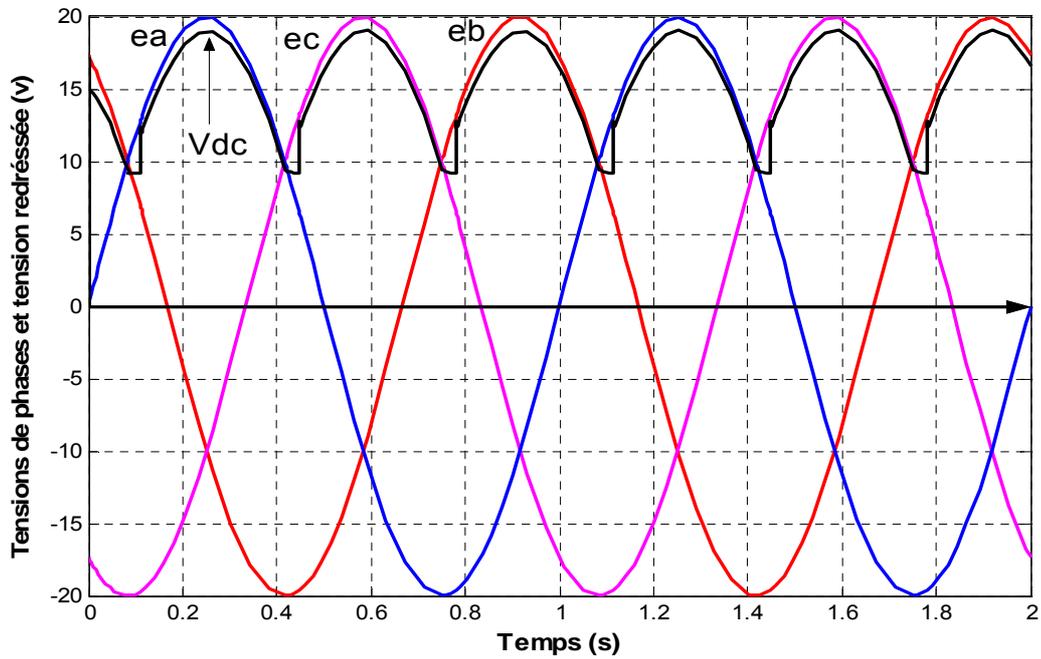


Figure 4-16 : Tensions de phases et tension redressée

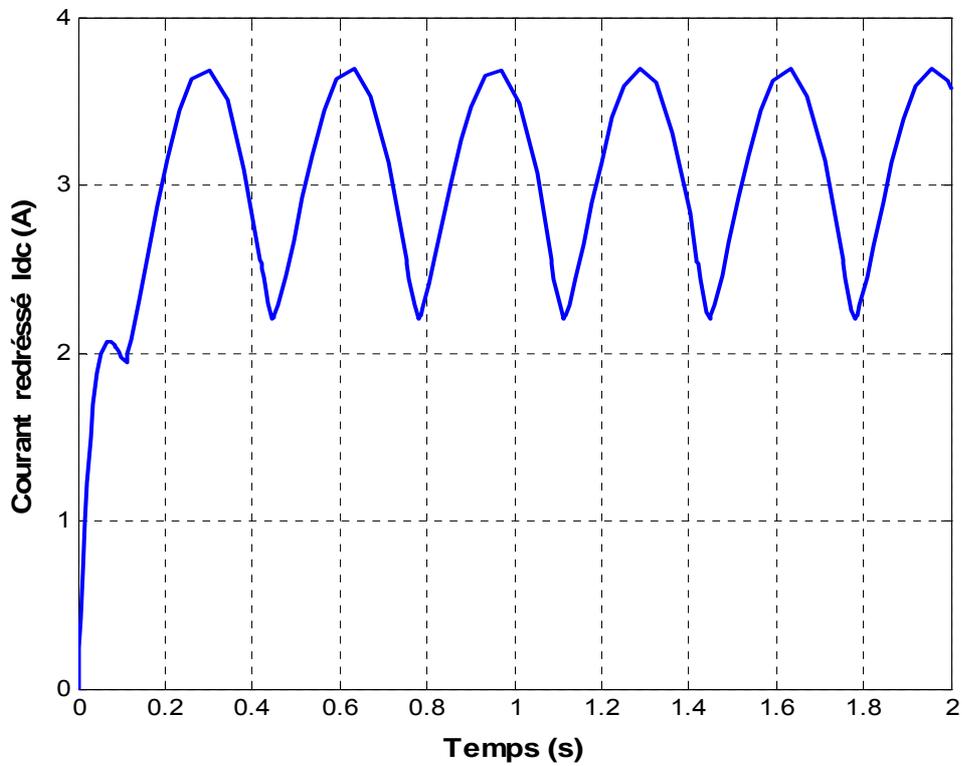


Figure 4-17 : Courant redressé

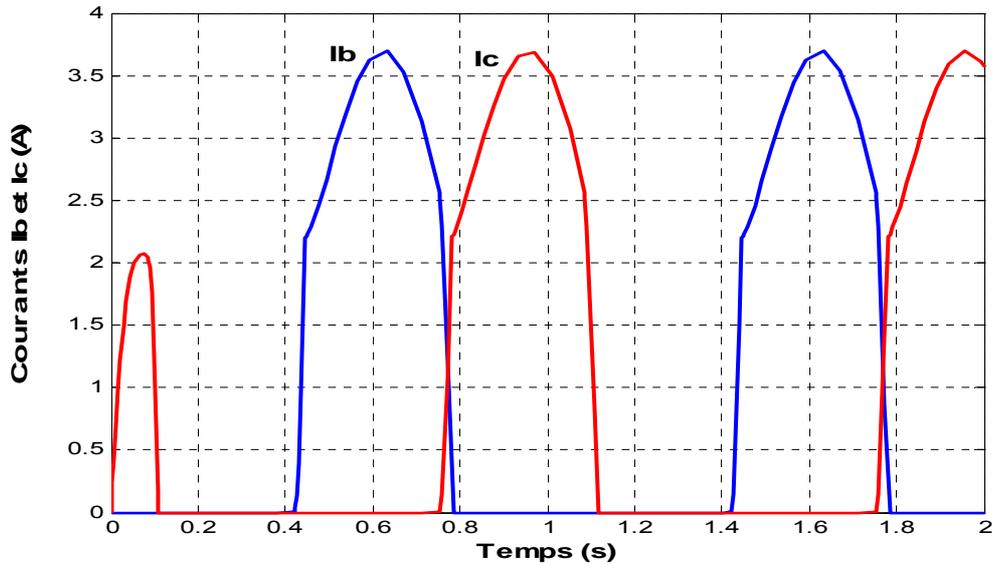


Figure 4-18 : Phénomène d'empiètement

4.4.3 Etude analytique de l'ensemble GSAP-Pont de diodes-Bus continu

En vue de comprendre l'influence de l'impédance interne de la génératrice sur le comportement énergétique et les limites de fonctionnement de l'ensemble du circuit non commandé 4-19, le recours à un modèle analytique est apparu nécessaire.

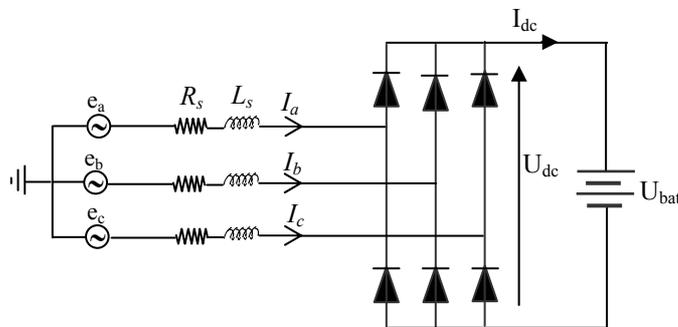


Figure 4-19 : Chaîne de conversion à association directe pont de diode – batterie

4.4.3 .1 Modèle équivalent de la chaîne éolienne passive

Plusieurs modèles analytiques ont été développés dans le but de simplifier l'étude de tels systèmes. Parmi ces modèles, ceux qui définissent une machine à courant continu équivalente à la machine synchrone à aimants permanents associée à un redresseur à diodes [41], [42], ou tous les paramètres se trouvant en amont du pont de diodes (tension, courant; résistance, et inductance) sont ramenés du côté continu.

Dans notre cas, on cherche à avoir un modèle équivalent plus simple en ramenant uniquement la tension et le courant de la batterie du côté alternatif.

Une machine synchrone triphasée fonctionnant en génératrice peut se représenter par un circuit équivalent par phase ramené du côté génératrice comme le montre la Figure 4-20

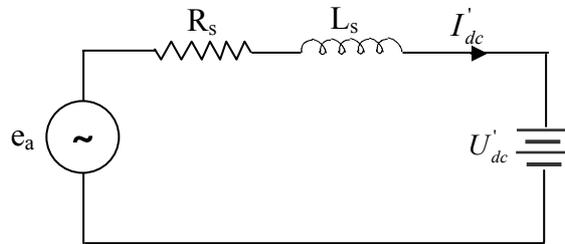


Figure 4-20 : Schéma équivalent monophasé ramené du côté alternatif

U'_{dc} et I'_{dc} sont respectivement, la tension et le courant de la batterie ramenés côté alternatif. Soit U_a la composante fondamentale de la tension monophasée à l'entrée du pont à diodes, la tension U'_{dc} est donnée par [7]:

$$U'_{dc} = U_a^{\max} = \frac{2}{\pi} U_{bat} \tag{4-16}$$

La représentation vectorielle des tensions est illustrée sur la figure 4-21.

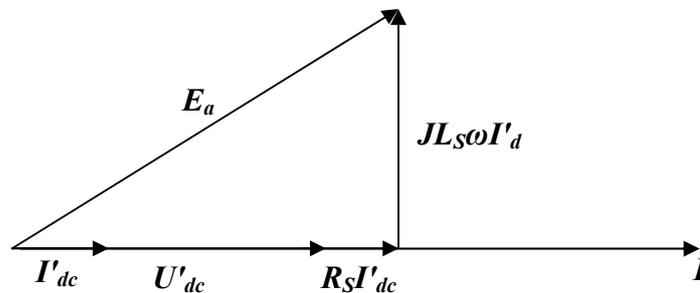


Figure 4-21 : Schéma vectoriel du circuit équivalent

On tire du schéma vectoriel la relation suivante:

$$E_a^2 = (U'_{dc} + R_s I'_{dc})^2 + (L_s \omega I'_{dc})^2 \tag{4-17}$$

Après développement et réarrangement des termes, on aura l'expression suivante:

$$I'_{dc}{}^2 + \frac{2U'_{dc}R_s}{(L_s\omega)^2 + R_s^2} I'_{dc} + \frac{U'_{dc}{}^2 - E_a^2}{(L_s\omega)^2 + R_s^2} = 0 \tag{4-18}$$

L'équation (4-18) est sous la forme d'une équation parabolique telle que:

$$x^2 + bx + c = 0 \tag{4-19}$$

La résolution de l'équation (4-19) nous donne :

$$x = \sqrt{\frac{b^2}{4} - c} - \frac{b}{2} \quad (4-20)$$

Avec:

$$b = \frac{2U'_{dc}R_S}{(L_S\omega)^2 + R_S^2} \quad (4-21)$$

$$c = \frac{U'_{dc}{}^2 - E_a^2}{(L_S\omega)^2 + R_S^2} \quad (4-22)$$

L'expression du courant I'_{dc} est devenue donc:

$$I'_{dc} = \frac{\sqrt{E_a^2(L_S\omega)^2 + R_S^2} - U'_{dc}{}^2((L_S\omega)^2 + R_S^2) - U'_{dc}R_S}{(L_S\omega)^2 + R_S^2} \quad (4-23)$$

Sachant que :

$$E_a = \frac{1}{\sqrt{6}}K_\Omega\omega \quad (4-24)$$

$$K_\Omega = \sqrt{6}\Phi_{eff} \quad (4-25)$$

$$\omega = p\Omega \quad (4-26)$$

Alors, l'expression du courant efficace équivalent I'_{dc} prend la forme :

$$I'_{dc} = \frac{\sqrt{\frac{K_\Omega^2 p^2 \Omega^2}{6} (L_S p \Omega)^2 + R_S^2} - \frac{4U_{bat}^2}{\pi^2} ((L_S p \Omega)^2 + R_S^2) - \frac{2U_{bat}}{\pi} R_S}{(L_S p \Omega)^2 + R_S^2} \quad (4-27)$$

La puissance électrique triphasée est égale:

$$P_{elec} = 3.U_a^{eff} . I'_{dc} \quad (4-28)$$

Avec :

$$U_a^{eff} = \frac{1}{\sqrt{2}}U_a^{max} \quad (4-29)$$

Alors:

$$P_{elec} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \times U_{bat} \times \frac{\sqrt{\left(\frac{K_\Omega^2 p^2 \Omega^2}{6} - \frac{4U_{bat}^2}{\pi^2}\right) ((L_S p \Omega)^2 + R_S^2)}}{(L_S p \Omega)^2 + R_S^2} \quad (4-30)$$

De l'équation (4-30), on déduit la condition de fonctionnement de la chaîne éolienne étudiée:

$$\left(\frac{K_{\Omega}^2 p^2 \Omega^2}{6} - \frac{4U_{bat}^2}{\pi^2}\right) \geq 0 \quad (4-31)$$

La condition imposée sur la tension de la batterie est alors:

$$U_{bat} \leq \frac{\pi K_{\Omega} p \Omega}{2\sqrt{6}} \quad (4-32)$$

$$U_{bat} \leq \frac{\pi}{2} E_{ab}^{\max} \quad (4-33)$$

Pour assurer la conduction continue du pont de diodes, et ainsi le bon fonctionnement de la chaîne éolienne passive étudiée, il est nécessaire que la tension de la batterie utilisée en aval du pont de diodes doive être inférieure à la valeur de la force électromotrice maximale composée de la génératrice, multipliée par le facteur $\pi/2$.

4.4.3.2 Résultats de simulation

Les figures 4-22 et 4-23 représentent les courbes de puissances éoliennes optimales en fonction de la vitesse de rotation de la turbine, et les courbes de charges définies par la relation (4-30), pour deux tensions de batterie.

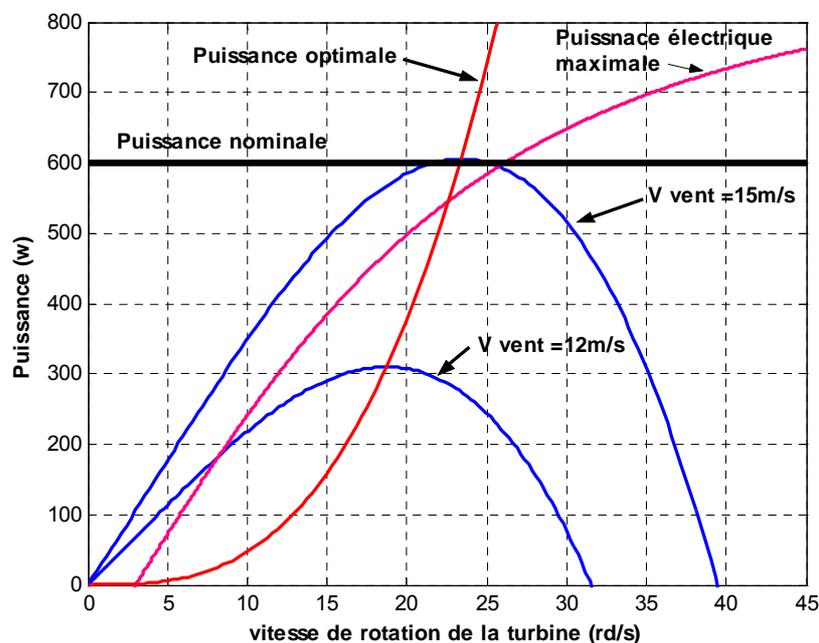


Figure 4-22 : Courbes de puissances de la chaîne passive pour une tension batterie 12v

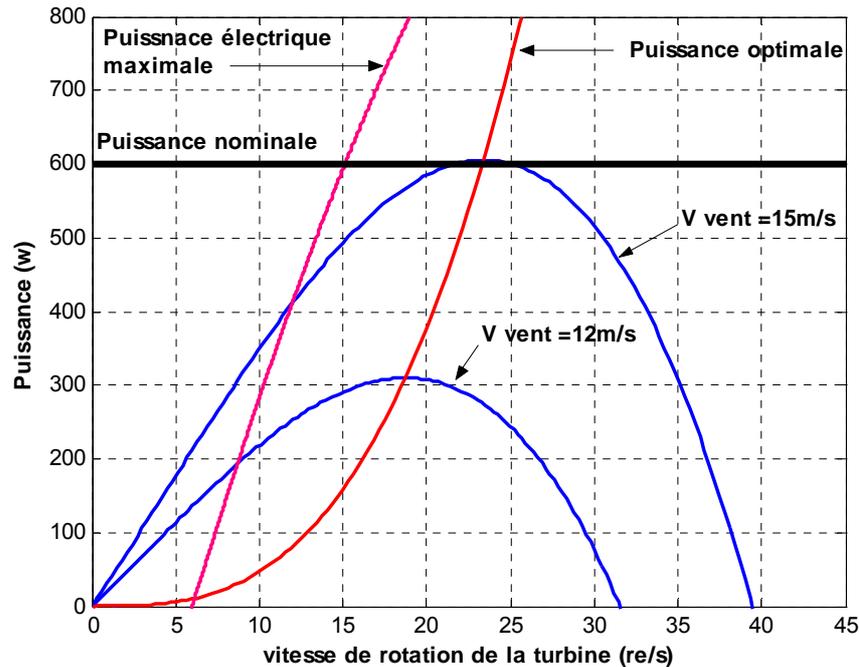


Figure 4-23 : Courbes de puissances de la chaîne passive pour une tension batterie 24v

Les courbes de puissances illustrées sur les figures 4-22 et 4-23 nous montrent bien l'éloignement remarquable entre la puissance éolienne optimale et la puissance électrique maximale extractible du générateur synchrone à aimants permanent, ce qui dégrade le rendement global de la chaîne éolienne passive considérée.

Cependant, un dimensionnement judicieux de l'ensemble des composants de cette chaîne, comportant une adaptation adéquate de l'impédance du générateur, et un choix optimale de tension de la batterie selon l'équation (4-33), peut aboutir à une caractéristique de la courbe de charge assez proche de celle de la puissance éolienne optimale; et avoir ainsi un comportement énergétique proche de l'optimum sans recours aux techniques de commandes (MPPT) et donc moins coûteux.

4.4.4 Conclusion

Après cette étude, on peut tirer les avantages et les inconvénients de la chaîne passive :

Avantages

Premièrement, une chaîne éolienne entièrement « passive » est une solution très simple pour le petit éolien. En éliminant la partie commande MPPT, nous réduisons fortement la complexité et donc le coût du système. Par ailleurs, plusieurs dispositifs supplémentaires des systèmes actifs sont supprimés (capteurs, régulateurs.....).

En second lieu, simplifier le système permet de supprimer certains « points faibles », et ainsi d'augmenter la fiabilité de la chaîne, limitant ainsi la maintenance.

La chaîne éolienne « passive » est donc une solution efficace, particulièrement, pour une petite éolienne.

Inconvénients

La chaîne éolienne entièrement passive adapte la puissance captée par adaptation « naturelle » d'impédance. Ce sont donc les caractéristiques des éléments constitutifs du système (Turbine, Génératrice, Pont de Diodes, bus batterie) qui définissent l'efficacité énergétique du système.

4.5 Etude de la chaîne éolienne « active »

4.5.1 Introduction

Nous avons vu que la chaîne éolienne entièrement « passive » adapte la puissance captée par adaptation « naturelle » d'impédance. L'efficacité énergétique du système est donc imposée par les caractéristiques des éléments constitutifs du système, ce qui occasionne un « coût de conception » supplémentaire lié à la nécessité d'un « dimensionnement dédié » de tous les éléments. L'utilisation des convertisseurs statiques commandés est apparue nécessaire dans les systèmes de conversion d'énergie éolienne pour optimiser la puissance prélevée avec la forme souhaitée sans adaptation naturelle d'impédance.

4.5.2 Convertisseurs statiques commandés dans la chaîne éolienne active

Dans cette partie, on va mettre en œuvre quelques topologies de convertisseurs statiques fréquemment utilisés avec les chaînes éoliennes implantées dans les sites isolés, en vue de leurs faire une comparaison technico-économique et déduire ainsi la meilleur parmi eux.

La première philosophie consiste à associer le pont de diodes d'un convertisseur DC/DC de natures dévolteur et survolteur pour stocker l'énergie extraite dans le bus batterie. Par ce procédé, la puissance éolienne peut être indirectement contrôlée par un contrôle du courant de sortie du hacheur dans le cas d'un dévolteur, et du courant d'entrée pour un survolteur.

La deuxième configuration consiste à remplacer le pont de diodes non commandé par un redresseur triphasé à modulation de largeur d'impulsions. Dans ce cas, il est possible d'extraire un maximum de puissance de la voile éolienne par le biais d'un contrôle du courant dans la génératrice, pilotant ainsi le couple électromagnétique et/ou la vitesse de rotation de la machine.

4.5.2.1 Principe de modélisation du convertisseur totalement commandé:

Pour qu'un convertisseur puisse fonctionner dans un mode totalement commandé, le générateur et le récepteur doivent être complémentaires lors des commutations: Ils doivent se

comporter l'un comme une source de tension, l'autre comme une source de courant. Cela revient en pratique, à considérer soit des systèmes dont les tensions aux sorties du générateur et les courants aux entrées du récepteur sont des variables d'état, soit des systèmes où la situation inverse se présente [43]

4.5.2.2 Modèle continu équivalent:

L'obtention d'un modèle continu équivalent pour ces systèmes se fait en deux étapes [43]:

1-Si le générateur est un générateur de tension et le récepteur est un récepteur de courant, la première étape consiste à écrire les équations d'évolution :

- du générateur en traitant les courants que le convertisseur absorbe à ces accès comme des sources.
- du récepteur en traitant les tensions que le convertisseur applique à ces accès comme des sources.

La deuxième étape consiste à utiliser les relations que le convertisseur établit entre les composants utiles des grandeurs à ses accès pour éliminer:

Les courants à la sortie du générateur en les exprimant en fonction des variables d'état qui sont les courants à l'entrée du récepteur.

Les tensions aux bornes du récepteur en les exprimant en fonction des variables d'état qui sont les tensions aux bornes du générateur.

2-Si le générateur est un générateur de courant et le récepteur est un récepteur de tension, on procède de manière similaire. On considère comme des sources les tensions à la sortie du générateur et les courants à du récepteur. On élimine ensuite ces tensions et ces courants à l'aide des relations que le convertisseur établit entre les composants utiles des grandeurs à ses accès.

4.5.2.3 Calcule des pertes

L'étude et la modélisation complète des différentes structures proposées, nécessite l'évaluation des pertes dans les convertisseurs statiques placés entre la génératrice et la charge qui font pratiquement la différence entre ces structures sur le plan énergétique pour une utilisation sur le même aérogénérateur.

L'estimation des pertes dans les convertisseurs a été traitée par plusieurs chercheurs dont l'objectif est de dimensionner correctement l'électronique de puissance et définir les refroidisseurs associés. Néanmoins, dans le domaine des systèmes d'énergie renouvelables, les efforts consacrés dans ce domaine sont considérés modestes, et ont été menés dans le but d'optimiser l'énergie recueillie comme par exemple [7], et [44].

Dans l'annexe B, des modèles analytiques pour la détermination des pertes dans les convertisseurs électroniques de puissance sont utilisés. Les équations sont développées par [40] en considérant les caractéristiques particulières d'un petit système de génération éolien, et un groupe de batteries comme une charge isolée. Ces modèles analytiques précisent les modèles analytiques pour l'estimation des pertes par conduction dans les redresseurs, les convertisseurs DC/DC et AC/DC ainsi que les pertes par commutation dans les hacheurs et les redresseurs à commande par MLI. Des simulations numériques basées sur ces modèles ont été effectuées. Ces équations obtenues seront utilisées dans les blocs de simulation pour les structures étudiées dans ce chapitre.

4.5.3 Modélisation de l'association aérogénérateur-pont de diodes-hacheur dévolteur

Le système de conversion d'énergie éolienne est composé d'un redresseur triphasé à six diodes suivi d'un hacheur dévolteur mono directionnel en courant et tension, commandé indirectement en puissance. Comme montré sur la figure 4.24.

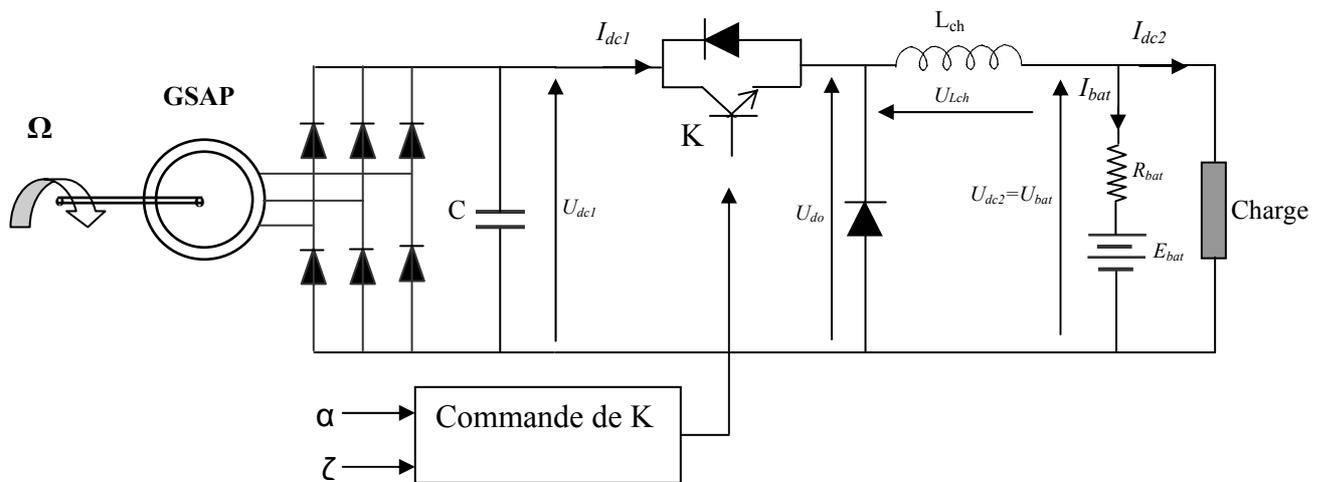


Figure 4-24 : Structure avec pont de diodes et hacheur dévolteur simple

4.5.3.1 Modélisation du hacheur dévolteur simple

Le circuit du hacheur dévolteur est représenté sur la figure 4.25, La charge choisie dans ce montage est une batterie supposée composer d'une source de tension parfaite E_{bat} en série avec une résistance interne R_{bat} .

La valeur de la résistance interne de la batterie est calculée en fonction de sa tension nominale. Pour les batteries au plomb par exemple sa valeur vaut [7] :

$$R_{bat} = N \cdot 0.036 \Omega$$

N : Représente le nombre de cellules élémentaires d'une tension nominale égale à 12V.

L_{ch} : Inductance de lissage, elle est dimensionnée en fonction de l'ondulation du courant tolérée dans la batterie selon l'expression [7]

$$L_{ch} = \frac{(1 - \alpha)}{\Delta I_{bat}^{max} + f_{dec}} \cdot E_{bat} \tag{4-34}$$

α : Rapport cyclique de l'interrupteur K

f_{dec} : Fréquence de découpage.

Les équations électriques obtenues sur une période de commutation peuvent s'écrire en terme de valeurs moyennes comme suit:

$$U_{do} = \alpha U_{dc1} \tag{4-35}$$

$$U_{do} = U_{bat} + U_{Lch} \tag{4-36}$$

$$U_{do} = E_{bat} + R_{bat} I_{bat} + L_{ch} \frac{dI_{bat}}{dt} \tag{4-37}$$

La stratégie de commande consiste à contrôler le courant dans la batterie I_{bat} en utilisant un régulateur de type PI (Annexe A). La boucle de régulation ainsi obtenue est représentée sur la figure 4-25

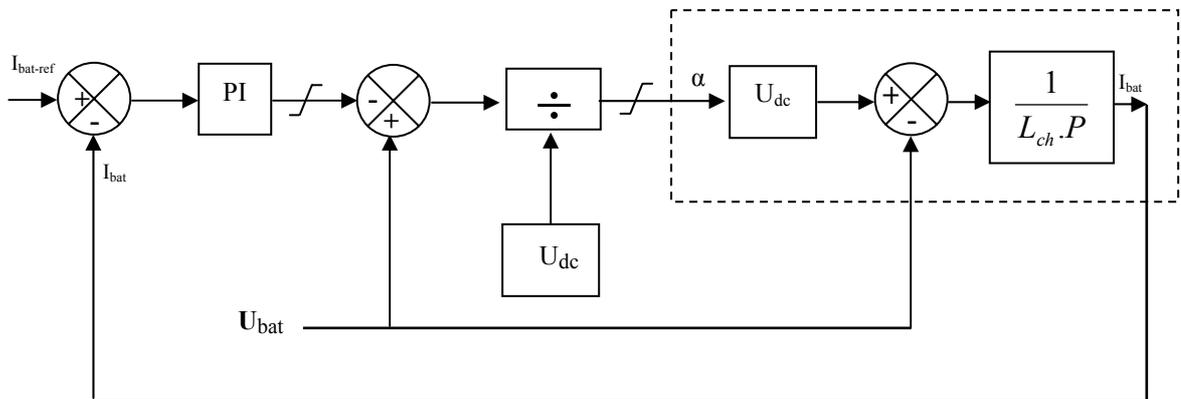


Figure 4-25 : Schéma de la boucle de régulation

Après compensation, le schéma de régulation se réduit à celui de la figure 4-26.

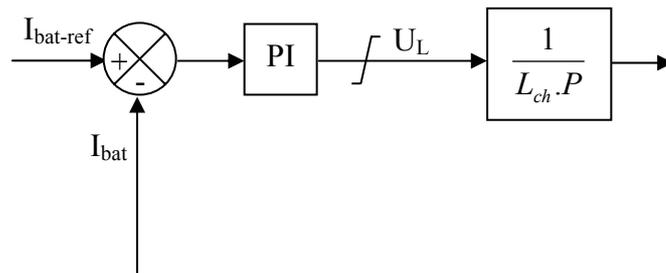


Figure 4-26 : Schéma de synthèse de régulateur

Etant donné que le courant de batterie I_{bat} dépend de la puissance de la batterie P_{bat} , cette dernière est considérée donc comme une variable de référence selon l'équation (4-38).

$$I_{bat}^{ref} = \frac{P_{bat}^{ref}}{U_{bat}} \quad (4-38)$$

L'interrupteur K est commandé par un signal à Modulation de Largeur d'Impulsions (MLI). La valeur du rapport cyclique α est donc comparée à une porteuse triangulaire.

En mesurant le courant de charge I_{bat} de la batterie ayant la tension U_{bat} , la puissance électrique obtenue ainsi est donnée par:

$$P_{bat} = U_{bat} \cdot I_{bat} \quad (4-39)$$

La prise en compte du rendement global η permet d'exprimer le bilan de puissance:

$$P_{bat} = U_{bat} \cdot I_{bat} = \eta \cdot P_{eol} \quad (4-40)$$

Le rendement global η est donné par le rapport de puissances maximales comme suit:

$$\eta = \frac{P_{bat}^{max}}{P_{eol}^{max}} \quad (4-41)$$

4.5.3.2 Compatibilité de la structure vis-à-vis de la tension batterie

En négligeant pour l'analyse, l'empiètement du pont de diodes et les pertes machine, la tension redressée dépend de la force électromotrice de la génératrice par:

$$U_{dc1} = \frac{3}{\pi} E_{ab}^{max} \quad (4-42)$$

Sachant que la force électromotrice de la génératrice est donnée par:

$$E_{ab}^{max} = \sqrt{3} \cdot p \cdot \psi_{max} \cdot \Omega \quad (4-43)$$

L'expression de la tension redressée est devenue :

$$U_{dc1} = \frac{3 \cdot \sqrt{3}}{\pi} \cdot p \cdot \psi_{max} \cdot \Omega \quad (4-44)$$

Pour un régime de fonctionnement optimal, la vitesse de rotation s'établit en fonction de la vitesse du vent par l'équation (4-45). La valeur de la tension redressée en fonction de la vitesse du vent peut être déterminée au point optimal :

$$U_{dc1} = \frac{3 \cdot \sqrt{3}}{\pi} \cdot p \cdot \psi_{max} \cdot \frac{\lambda_{opt}}{R} \cdot V_v \quad (4-45)$$

En négligeant les pertes, la tension redressée peut s'écrire en fonction de la tension de la batterie U_{bat} et le rapport cyclique α .

$$U_{dc1} = \frac{U_{bat}}{\alpha} \quad (4-46)$$

Selon la plage d'application du système éolien, le fonctionnement du hacheur dévolteur simple impose des limitations. La tension à l'entrée du hacheur possède des butées, minimale et maximale, qui sont déterminées par la tension de la batterie de stockage et par les butées du rapport cyclique α_{min} et α_{max} . La tension redressée U_{dc1} minimale à l'entrée du hacheur est défini par l'équation:

$$U_{dc1}^{min} = \frac{U_{bat}}{\alpha_{max}} \quad (4-47)$$

A partir des équations (4-45) et (4-47), la vitesse minimale de vent peut être calculée en fonction de la tension batterie :

$$V_v^{min} = \frac{\sqrt{3} \cdot \pi \cdot R}{9 \cdot p \cdot \psi_{max} \lambda_{opt} \alpha_{max}} \cdot U_{bat} \quad (4-48)$$

Admettant que la valeur maximale du rapport cyclique α_{max} égal à 0.99, il est possible de trouver les vitesses minimales de vent assurant le bon fonctionnement de la chaîne éolienne pour différentes tensions de batteries. Pour la limite inférieure du rapport cyclique α_{min} qui est supposé égale à 0.1, aucun problème n'est posé car les valeurs de vent obtenues sont très grandes.

4.5.4 Commande de système éolien avec capteur de vitesse de rotation

Du fait, que le pont de diodes est un élément passif non commandé, le pilotage direct de la génératrice en couple ou en vitesse n'est plus possible. Pour cela, on interface un convertisseur DC-DC capable de régler le courant de charge. Dans ce qui suit on va simuler quatre stratégies de maximisation, les deux premières consistent à un contrôle en vitesse en utilisant deux correcteurs différents de vitesse, le troisième est un contrôle en couple sans asservissement de vitesse ; tandis que le dernier est un commande indirect par le pilotage du courant de charge sans capteur de vitesse.

4.5.4.1 Maximisation de la puissance avec contrôle en vitesse

La nature fluctuante du vent engendre des perturbations dans le système de conversion éolien, et crée des variations continues de puissance. De cet effet, il est supposé que le couple électromagnétique développé par la machine est égal à sa valeur de référence quelque soit la puissance générée.

$$C_{em} = C_{em-ref} \quad (4-49)$$

Selon L'équation fondamentale de la dynamique permettant de déterminer l'évolution de la vitesse mécanique à partir du couple mécanique total appliqué au rotor, on peut régler cette

vitesse à une référence. Ce ci est obtenu en utilisant un asservissement adéquat de vitesse pour avoir un couple électromagnétique de référence.

$$C_{em-ref} = C_{ass} \cdot (\Omega_{ref} - \Omega_{mec}) \quad (4-50)$$

C_{ass} : régulateur de vitesse

Ω_{ref} : vitesse de référence

4.5.4.1.1 Détermination de la vitesse de référence :

4.5.4.1.1.1 Avec capteur de vitesse de vent :

A partir de l'expression (2-7), on en déduit la vitesse de rotation de la turbine en fonction de la vitesse spécifique comme suit :

$$\Omega_{turbine} = \frac{\lambda V_v}{R} \quad (4-51)$$

La vitesse de référence de la turbine correspond à la valeur optimale de la vitesse spécifique λ_{opt} et le coefficient de puissance maximale C_{pmax} peut se déduire de (4-51) :

$$\Omega_{turbine-ref} = \frac{\lambda_{opt} V_v}{R} \quad (4-52)$$

En substituant la vitesse de vent dans (2-10), L'expression de la puissance optimale d'une turbine éolienne de type savanius ayant comme surface $2.R.H$ peut être donnée sous la forme :

$$P_{eol-opt} = \frac{C_p}{\lambda_{opt}} \cdot \rho \cdot R^4 \cdot H \cdot \Omega_{turbine-ref}^3 \quad (4-53)$$

En mettant :

$$K_{opt} = \frac{C_p}{\lambda_{opt}} \cdot \rho \cdot R^4 \cdot H \quad (4-54)$$

La puissance éolienne maximale est donc donnée par :

$$P_{eol-opt} = K_{opt} \cdot \Omega_{turbine-ref}^3 \quad (4-55)$$

Alors la puissance maximale injectée dans la batterie peut être assimilée à :

$$P_{bat}^{max} = \eta \cdot K_{opt} \cdot \Omega_{turbine-ref}^3 \quad (4-56)$$

Le courant optimal de batterie peut être donc calculé en utilisant l'équation (4-56), on définit une constante modifiée K'_{opt} :

$$I_{bat}^{ref} = \frac{\eta \cdot K_{opt}}{U_{bat}} \cdot \Omega_{turbine-ref}^3 = K'_{opt} \cdot \Omega_{turbine-ref}^3 \quad (4-57)$$

Le dispositif de recherche de la puissance maximale peut être alors construit pour ce type de

circuit (Figure 4-27) en utilisant la mesure de la vitesse de rotation.

$$\Omega[K] \longrightarrow K'_{opt} \cdot \Omega^3[K] \longrightarrow I_{bat}^{ref}[K+1]$$

Figure 4-27 : Courant de batterie en fonction de la vitesse de rotation

4.5.4.1.1.2 Sans capteur de vitesse de vent :

Sachant que la puissance éolienne en fonction de la vitesse de rotation est donnée par :

$$P_{eol} = \frac{C_p}{\lambda} \cdot \rho \cdot R^4 \cdot H \cdot \Omega^3 \quad (4-58)$$

La puissance éolienne à vent donné est donc directement liée à la vitesse de rotation imposée par la charge mécanique. Si on suppose maintenant que le point optimal est atteint (C_{Popt} ; λ_{opt}), alors en réarrangeant l'équation (4-58), le calcul de la vitesse optimale est possible à partir de la valeur de la puissance maximale :

$$\Omega_{ref} = \sqrt[3]{\frac{P_{opt}}{K_{opt}}} \quad (4-59)$$

Avec :

$$K_{opt} = \frac{C_p^{opt} \cdot R^4 \cdot H}{\lambda_{opt}^3} \quad (4-60)$$

Il est possible donc de « traquer » le point de fonctionnement optimal maximisant la puissance à l'aide d'une simple mesure de puissance, et la vitesse de référence peut être calculée selon le schéma de la Figure 4-28.

$$P[K] \longrightarrow \sqrt[3]{\frac{P[K]}{K_{opt}}} \longrightarrow \Omega_{ref}[K+1]$$

Figure 4-28 : vitesse de rotation en fonction de la puissance mesurée

La figure 4-29 illustre le principe de convergence jusqu'au point optimal de fonctionnement qui correspond à la vitesse optimale Ω_{opt} .

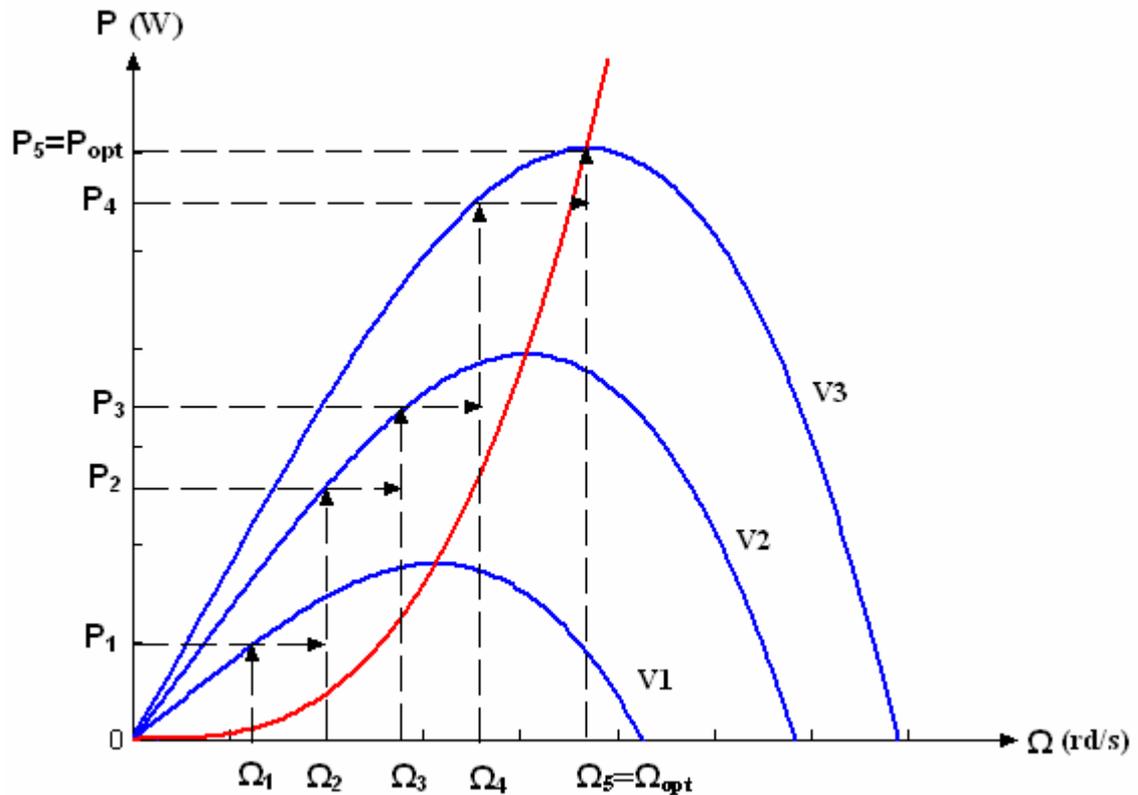


Figure 4-29 : Principe de convergence vers le point optimale

4.5.4.1.2 Conception du correcteur de vitesse

Le but de la correction est de doter l'asservissement des qualités attendues, par le calcul et l'implantation du correcteur nécessaire. Le correcteur constitue la partie « intelligente » de l'asservissement et sa détermination judicieuse confère à l'asservissement ses qualités.

Compenser (ou corriger) un système asservi consiste à modifier ses propriétés par l'action d'un réseau correcteur, de façon à le stabiliser s'il y a lieu, et à lui conférer de bonnes performances.

Il doit accomplir les deux fonctions suivantes :

- 1- Asservir la vitesse mécanique à sa valeur de référence.
- 2- Atténuer l'action du couple aérodynamique qui constitue une entrée perturbatrice.

Deux correcteurs ont été utilisés dans le développement du modèle, un correcteur Proportionnel Intégral (PI) avec anticipation, et un correcteur Proportionnel Intégral à avance de phase.

4.5.4.1.2.1 Correcteur proportionnel intégral à avance de phase

Le correcteur considéré a pour expression (figure 4-30) [15].

$$C_{em-ref} = \frac{a_0 + a_1 p}{1 + \tau p} \cdot (\Omega_{ref} - \Omega_{mec}) \quad (4-61)$$

a_0 , a_1 et τ sont les paramètres du correcteur à déterminer, et P est la grandeur de Laplace.

Le correcteur de vitesse constitue la partie « intelligente » de l'asservissement dans cette méthode de maximisation de puissance, et sa détermination judicieuse confère à l'asservissement de ses qualités.

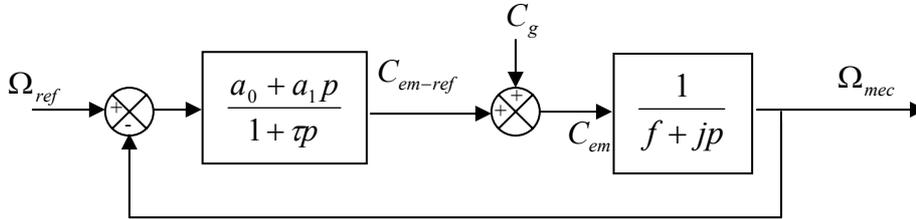


Figure 4-30 : Schéma bloc du correcteur PI à avance de phase

La fonction de transfert en boucle fermée se met sous la forme mathématique suivante :

$$\Omega_{mec} = F(p).\Omega_{ref} + P(p).C_g \quad (4-62)$$

Où $F(p)$ est la fonction de transfert de la référence sur la vitesse :

$$F(p) = \frac{a_1 p + a_0}{j.\tau.p^2 + (f.\tau + j + a_1).p + a_0 + f} \quad (4-63)$$

Et $P(p)$ est la fonction de transfert de la perturbation C_g

$$P(p) = \frac{\tau p + 1}{j.\tau.p^2 + (f.\tau + j + a_1).p + a_0 + f} \quad (4-64)$$

Pour atténuer l'action du couple éolien C_g , il faut que le paramètre a_0 soit élevé [15].

L'équation (4-64) peut s'écrire :

$$P(p) = \frac{j.\tau}{a_0 + f} \cdot \frac{\tau p + 1}{\left(\frac{a_0 + f}{j\tau}\right) \frac{p^2}{a_0 + f} + \frac{f.\tau + j + a_1}{a_0 + f}.p + 1} \quad (4-65)$$

Les paramètres (a_1 et τ), sont déterminés de manière à avoir une fonction de transfert du 2ème ordre, ayant une pulsation naturelle ω_n et un coefficient d'amortissement ξ définis comme suit :

$$\frac{2.\xi}{\omega_n} = \frac{f.\tau + j + a_1}{a_0 + f} \quad \text{et} \quad \omega_n^2 = \frac{a_0 + f}{j.\tau} \quad (4-66)$$

Les paramètres a_0 et a_1 sont déduits de (4-66) comme suit :

$$\omega_n = \sqrt{\frac{a_0 + f}{j \cdot \tau}} \quad (4-67)$$

$$\xi = \frac{f \cdot \tau + j + a_1}{a_0 + f} \cdot \frac{\omega_n}{2} \quad (4-68)$$

D'où
$$a_1 = \frac{2 \cdot \xi \cdot (a_0 + f)}{\omega_n} - f \cdot \tau - j \quad (4-69)$$

En choisissant un temps de réponse t_r convenable pour le démarrage de la génératrice, de telle sorte qu'on limite les variations de la puissance électrique générées, on considère la fonction de transfert anticipatrice suivante (figure 4-31) :

$$F'(p) = \frac{j \cdot \tau \cdot p^2 + (f \cdot \tau + j + a_1) \cdot p + a_0 + f}{(a_1 \cdot p + a_0) \cdot \left(\frac{t_r}{3} \cdot p + 1\right)} \quad (4-70)$$

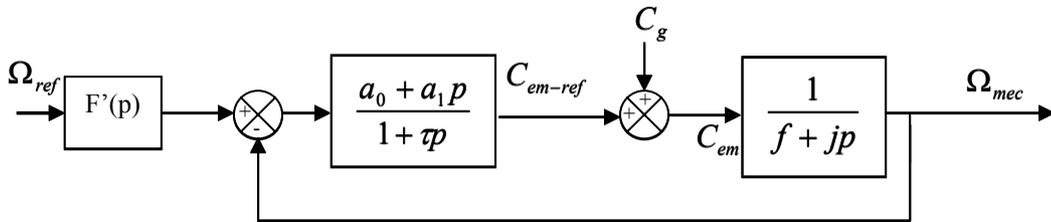


Figure 4-31 : Schéma bloc du correcteur PI à avance de phase

4.5.4.1.2.1.1 Bilan énergétique

Afin de faire une comparaison entre les différentes structures de chaînes éoliennes étudiées, il est nécessaire d'apprécier l'efficacité énergétique en représentant les bilans énergétiques, réel et optimal, dans un intervalle de temps bien déterminé. L'écart d'énergie obtenu entre l'énergie optimale issue de puissance optimale P_{opt} et celle qui est obtenue à l'aide de dispositif MPPT donne un aperçu chiffré de la qualité du prélèvement énergétique sur un laps de temps donné.

L'énergie captée par le système pendant un intervalle de temps $\Delta t = t_1 - t_0$ est obtenue en intégrant la puissance sur cet intervalle :

$$E = \int_{t_0}^{t_1} P(V_v) dt \quad (4-71)$$

L'énergie optimale captée et celle obtenue par MPPT sont données par :

$$\begin{cases} \Delta E_{opt} = E_{opt}(t=t_1) - E_{opt}(t=t_0) \\ \Delta E_{MPPT} = E_{MPPT}(t=t_1) - E_{MPPT}(t=t_0) \end{cases} \quad (4-72)$$

L'écart énergétique est donc calculé comme suit:

$$\varepsilon_E^{\%} = \frac{\Delta E_{opt} - \Delta E_{MPPT}}{\Delta E_{opt}} \cdot 100 \quad (4-73)$$

4.5.4.1.2.1.2 Courbes caractéristiques de la turbine utilisée:

La turbine à axe vertical utilisée dans cette partie de modélisation est caractérisée par le coefficient de puissance donné par la formule [7] :

$$C_p(\lambda) = -0.2121 \cdot \lambda^3 + 0.0856 \cdot \lambda^2 + 0.2539 \cdot \lambda \quad (4-74)$$

La courbe spécifique de cette turbine possède une forme en cloche très prononcée qui nécessite d'autant plus de disposer d'un dispositif d'extraction maximale de puissance (MPPT). Le sommet de cette courbe est équivalent à la puissance maximale donc au point optimal. Il est caractérisé par la vitesse réduite optimale λ_{opt} et le coefficient de puissance maximal C_{popt} suivantes: $\lambda_{opt} = 0.78$ et $C_p^{opt} = 0.15$

La figure (4-32) montre les différentes puissances éoliennes obtenues en fonction de la vitesse de rotation de la turbine pour plusieurs vitesses de vent.

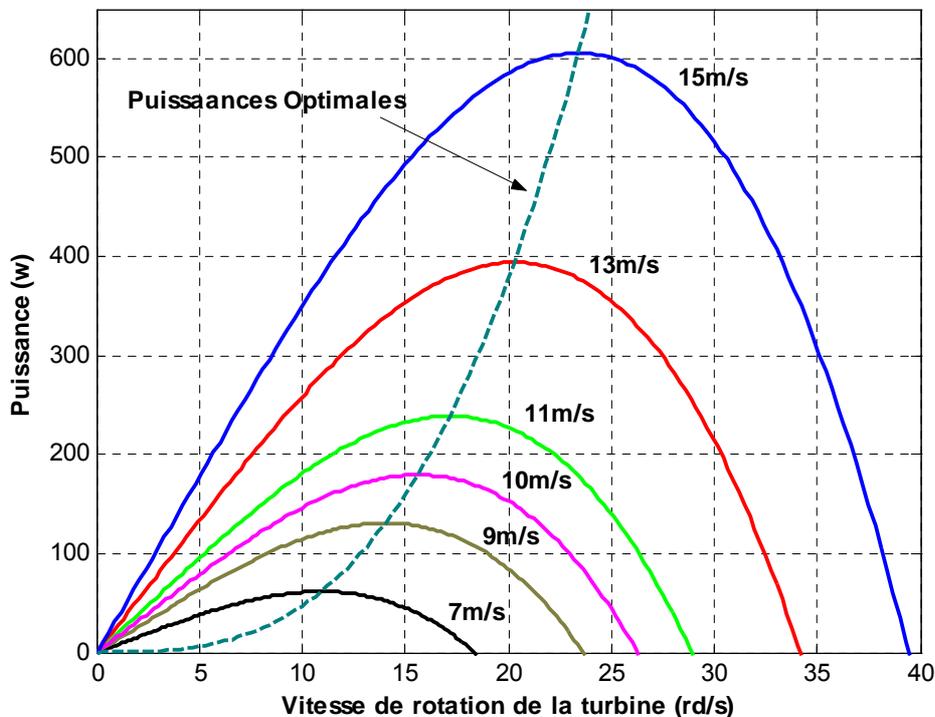


Figure 4-32 : Caractéristiques $P_{eol} = f(\Omega)$ pour différentes vitesses de vent

4.5.4.1.2.1.3 Résultats de simulation

La figure (4-33) montre le profil du vent considéré pour la simulation des différentes stratégies de commande utilisées en régime dynamique.

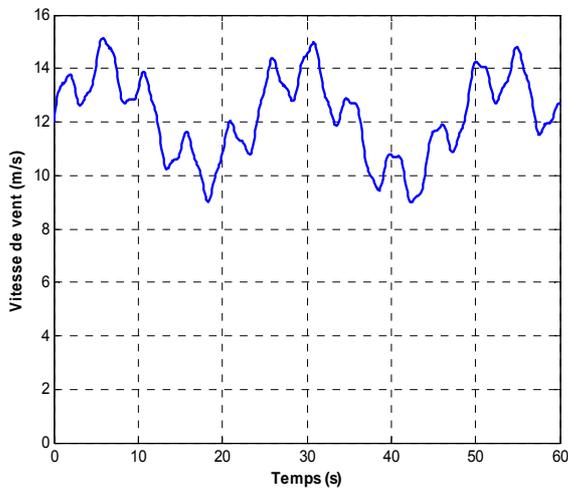


Figure 4-33 : Profil du vent

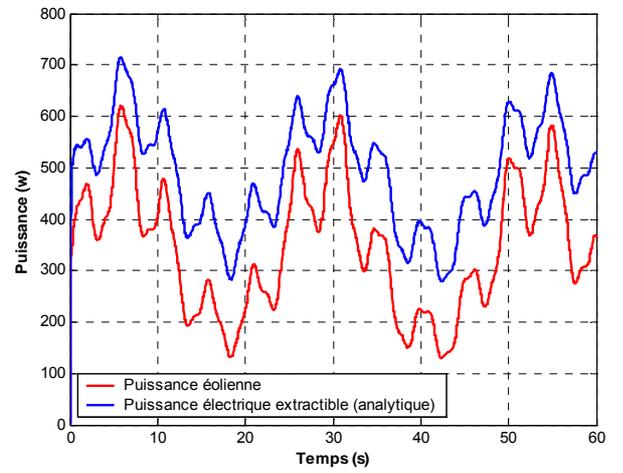


Figure 4-34 : Puissances, éolienne et électrique extractible

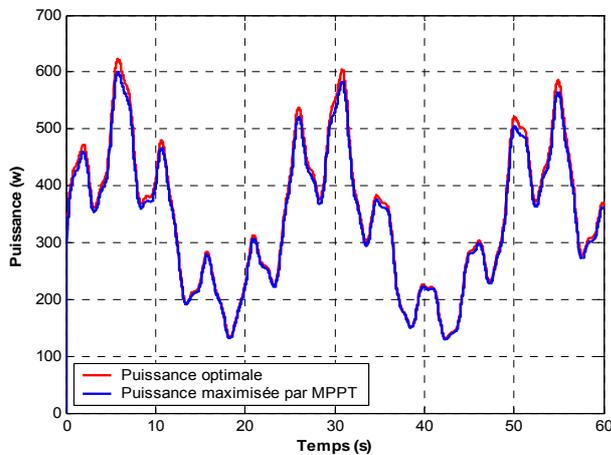


Figure 4-35 : Puissances, optimale et maximisée
Tension batterie:48v

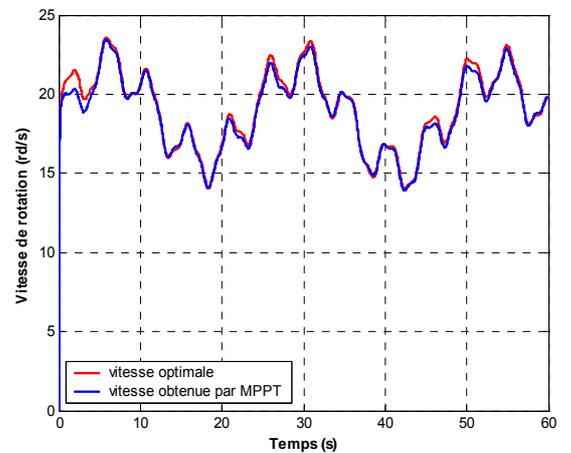


Figure 4-36 : Vitesses, de référence et mesurée
Tension batterie:48v

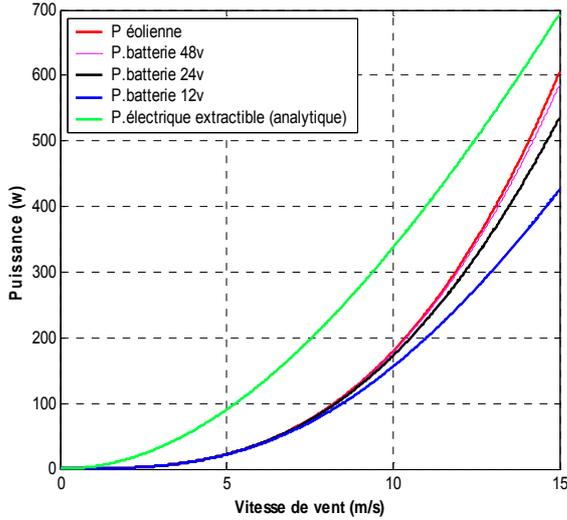


Figure 4-37 : Puissances en fonction de la vitesse de vent

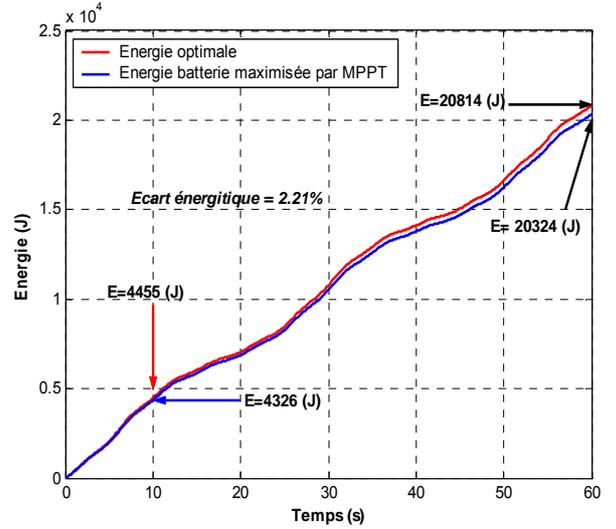


Figure 4-38 : Bilan énergétique optimal et maximisé
Tension batterie:48v

4.5.4.1.2.2 : Correcteur proportionnel intégral avec anticipation

Le correcteur considéré a pour expression (figure 4-39).

$$C_{em-ref} = (b_1 + \frac{b_0}{p}) \cdot (\Omega_{ref} - \Omega_{mec}) \quad (4-75)$$

b_0 , b_1 sont respectivement le gain intégral et le gain proportionnel du correcteur.

La fonction de transfert est déterminée de la même manière que la précédente.

$$F(p) = \frac{b_1 p + b_0}{j \cdot p^2 + (f + b_1) \cdot p + b_0} \quad (4-76)$$

$$P(p) = \frac{p}{j p^2 + (f + b_1) \cdot p + b_0} \quad (4-77)$$

Pour atténuer l'action du couple éolien C_g , il faut que le paramètre b_0 soit élevé [7].

Comme précédemment, Les paramètres (b_1 et b_0), sont déterminés de manière à avoir une fonction de transfert du 2ème ordre, ayant une pulsation naturelle ω_n et un coefficient d'amortissement ξ définis comme suit :

$$\omega_n = \sqrt{\frac{b_0}{j}} \quad \text{et} \quad \xi = \frac{f + j + b_1}{b_0} \cdot \frac{\omega_n}{2} \quad (4-78)$$

Donc les paramètres b_0 et b_1 sont déterminés comme suit :

$$b_0 = \omega_n^2 \cdot j \quad \text{et} \quad b_1 = \frac{2 \cdot b_0 \cdot \xi}{\omega_n} - f - j \quad (4-79)$$

Pour un coefficient d'amortissement ζ et un temps de réponse t_r imposés en boucle fermée, on considère la fonction anticipatrice suivante (figure 4-39):

$$F'(p) = \frac{j \cdot p^2 + (f + b_1) \cdot p + b_0}{(b_1 \cdot p + b_0) \cdot (\frac{tr}{3} \cdot p + 1)} \tag{4-80}$$

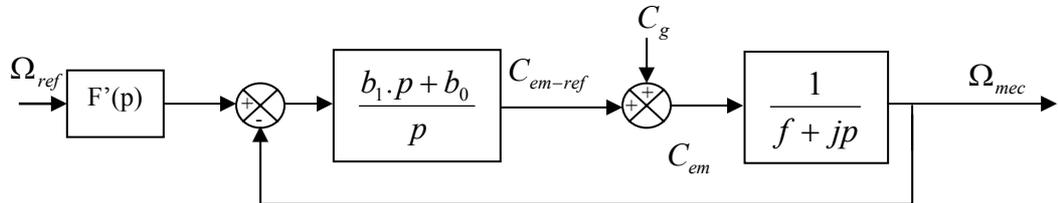


Figure 4-39: Schéma bloc du correcteur PI avec anticipation

4.5.4.1.2.2.1 Résultats de simulation

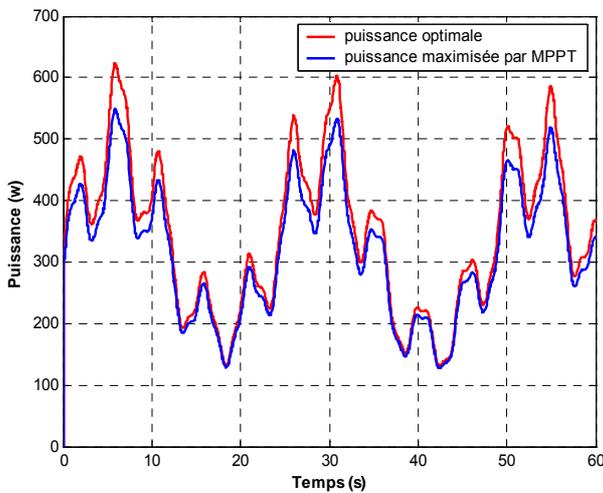


Figure 4-40 : Puissances, optimale et maximisée
Tension batterie 24v

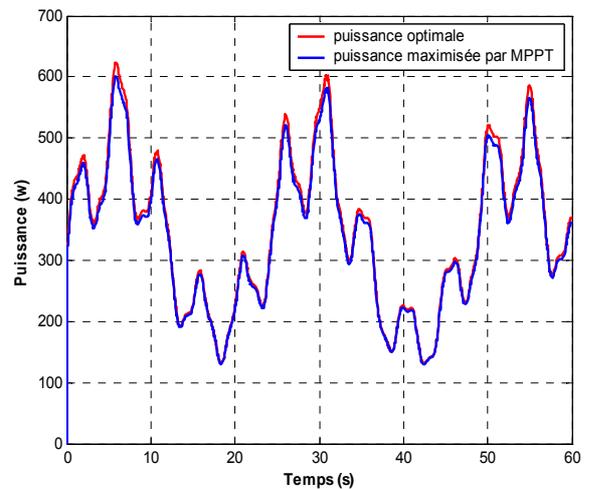


Figure 4-41 : Puissances, optimale et maximisée
Tension batterie 48v

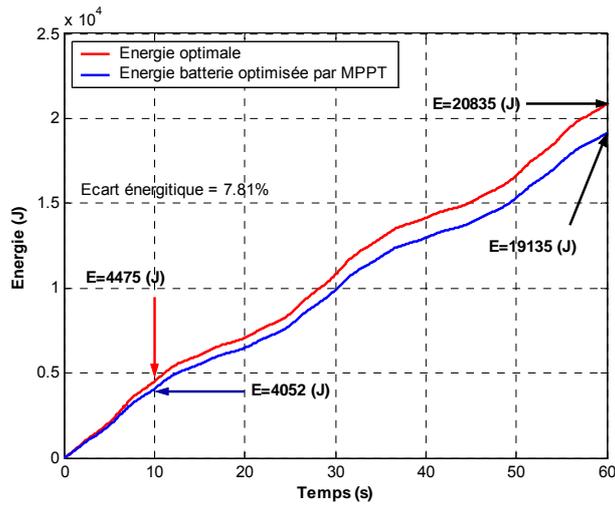


Figure 4-42 : Bilan énergétique optimal et maximisé
Tension batterie:24v

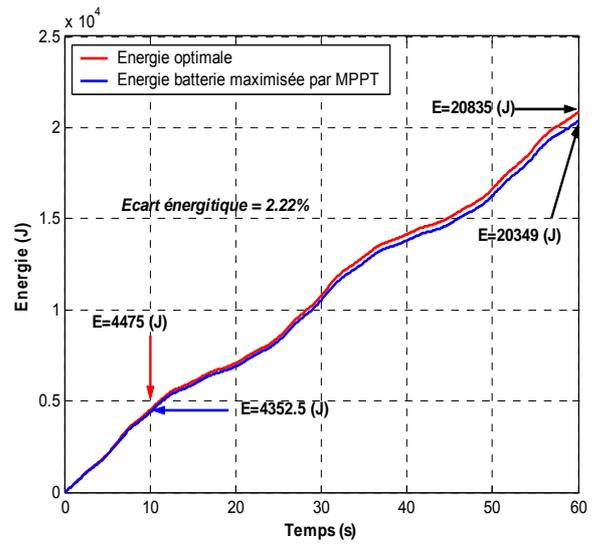


Figure 4-43 : Bilan énergétique optimal et maximisé
Tension batterie:48v

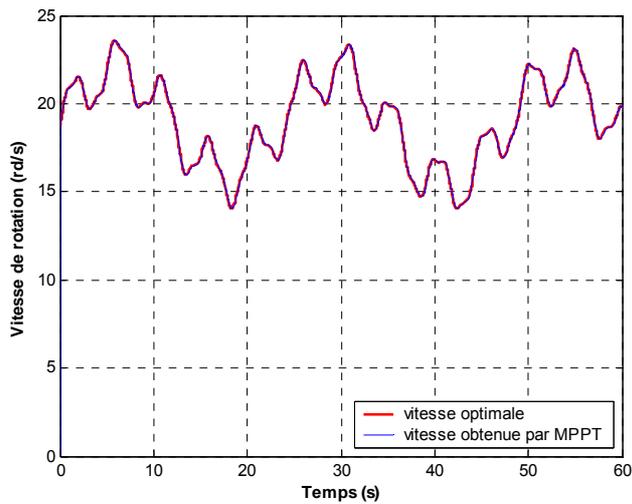


Figure 4-44 : Vitesses, de référence et mesurée
Tension batterie:48v

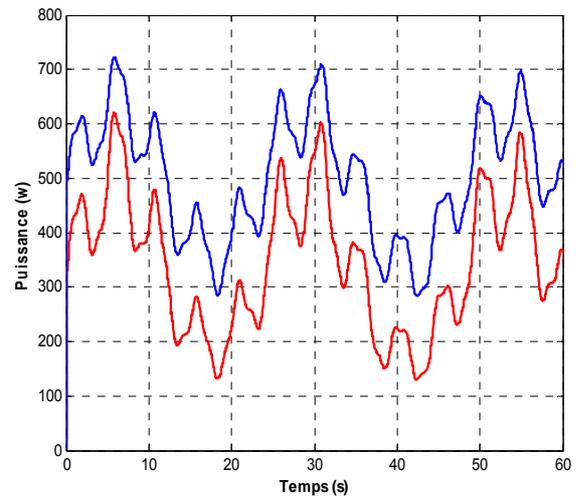


Figure 4-45 : Puissances, éolienne et électrique extractible

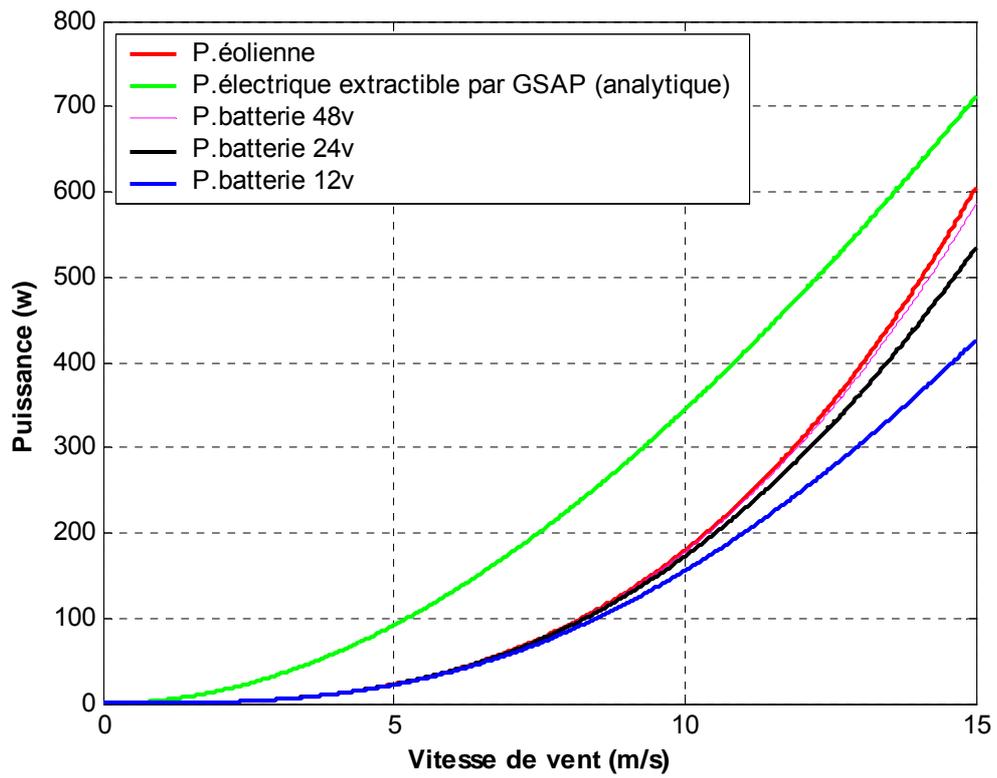


Figure 4-46 : Puissances en fonction de la vitesse de vent

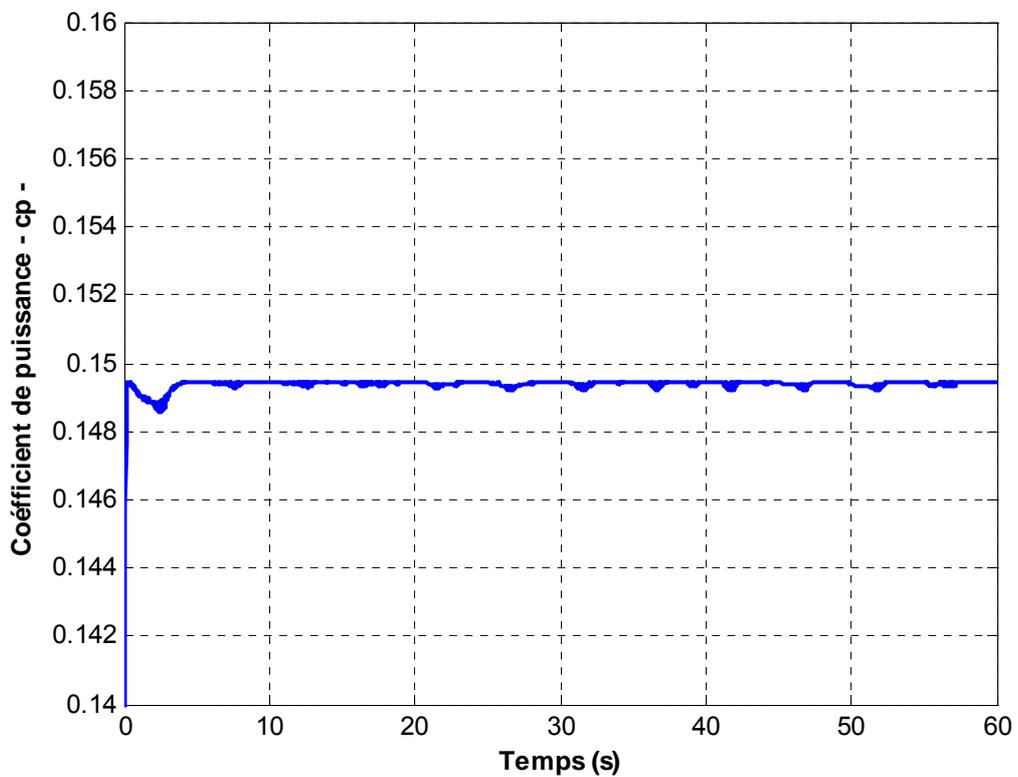


Figure 4-47 : Coefficient de puissance

4.5.4.2 Maximisation de la puissance avec contrôle en couple

Etant donné que la technique précédente de maximisation de puissance repose sur la connaissance précise de la vitesse du vent, ce qui rend le réglage de la vitesse de rotation de la turbine relativement difficile, et dégrade les puissances captées avec des mesures erronées de cette vitesse de vent. Le recours au control des éoliennes sans asservissement de vitesse est devenu une nécessité pour la plupart des constructeurs.

4.5.4.2.1 Définition de l'algorithme de contrôle

Cette méthode est basée sur l'hypothèse que la vitesse du vent, et par conséquent la vitesse de rotation de la turbine, varient très peu en régime permanent [7]. Ce-ci, nous conduit à déduire :

- Le couple mécanique exercé sur l'arbre est considéré nul $C_{mec} = 0$.
- Le couple résistant dû aux frottements peut être négligé $C_f \approx 0$.

Le comportement dynamique de la turbine est décrit donc par l'équation statique :

$$C_{mec} = C_g - C_{em} - C_f = C_g - C_{em} = 0 \quad (4-81)$$

La turbine éolienne à attaque directe est dépourvue d'un multiplicateur de vitesse, ce-ci nous permet de déduire la relation suivante:

$$C_{em} = C_g = C_{aér} \quad (4-82)$$

$C_{aér}$: Couple aérodynamique de la turbine.

Le couple électromagnétique de référence est déterminé à partir d'une estimation du couple aérodynamique :

$$C_{em-ref} = C_{aér-estimé} \quad (4-83)$$

Le couple aérodynamique estimé est déterminé par l'expression :

$$C_{aér-estimé} = \frac{1}{2} C_p \cdot \rho \cdot S \cdot \frac{1}{\Omega_{turbine-estimé}} V_{estimé}^3 \quad (4-84)$$

$\Omega_{turbine-estimé}$: Est la vitesse estimée de la turbine et égale à la vitesse mécanique mesurée.

$$\Omega_{turbine-estimé} = \Omega \quad (4-85)$$

$V_{estimé}$: est la valeur estimée de la vitesse du vent, elle peut être donné par l'expression (4-86).

$$v_{estimé} = \frac{\Omega_{turbine-estimé} \cdot R}{\lambda} \quad (4-86)$$

En utilisant les formules du (4-83), au (4-86), on obtient une expression globale du couple électromagnétique de référence :

$$C_{cem-ref} = \frac{C_p}{\lambda} \cdot \rho \cdot R^4 \cdot H \cdot \Omega^2 \quad (4-87)$$

Pour que la puissance extraite soit maximale, on associe à la grandeur λ sa valeur optimale λ_{opt} correspond au maximum du coefficient de puissance C_{pmax} . La valeur du couple électromagnétique de référence est alors réglée à la valeur maximale suivante :

$$C_{cem-ref} = \frac{C_p}{\lambda_{opt}} \cdot \rho \cdot R^4 \cdot H \cdot \Omega^2 = K_{opt} \cdot \Omega^2 \quad (4-88)$$

L'algorithme MPPT contrôlé à l'aide de la vitesse de rotation mesurée dans l'étape K, détermine le couple de référence dans l'étape K+1 de la façon montrée sur la figure (4-48).

$$\Omega[K] \longrightarrow K_{opt} \cdot \Omega^2[K] \longrightarrow C_{ref}[K+1]$$

Figure 4-48 : Couple de référence en fonction de la vitesse de rotation

Une représentation graphique de ce mode de contrôle est illustrée sur la figure (4-49).

- la mesure de la vitesse Ω_1 engendre le couple de référence C_{ref1} appliqué sur l'arbre mécanique.
- Par l'action de ce couple, la vitesse de rotation change selon l'équation fondamentale de la dynamique, pour atteindre la valeur Ω_2 et la nouvelle consigne de couple C_{ref2} sera calculée.
- Après quelques itérations, le point optimum de fonctionnement (Ω_{opt}, C_{opt}) est atteint correspondant à la puissance maximale $P_{opt}(\lambda_{opt}, C_{popt})$.

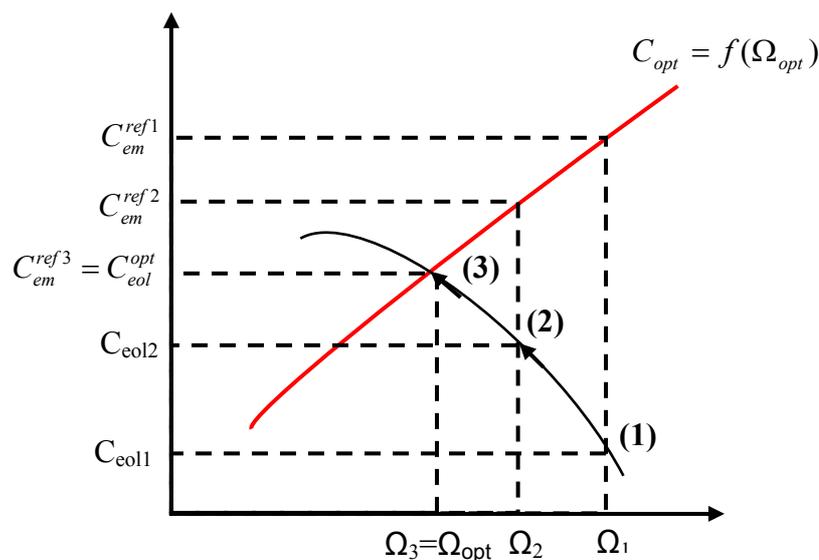


Figure 4-49 : Principe de convergence vers le point optimal

4.5.4.2.2 Résultats de simulation

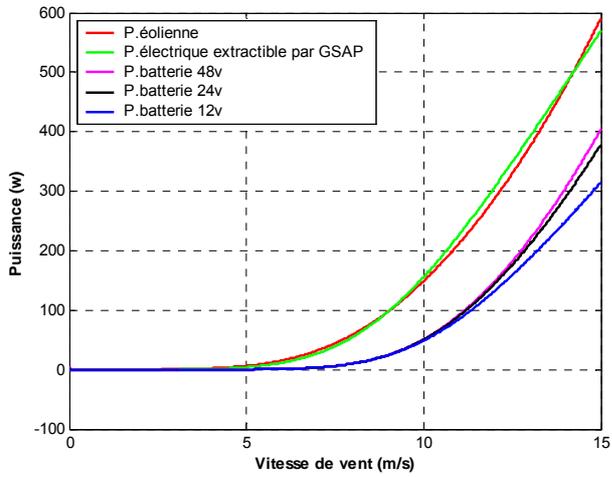


Figure 4-50 : Puissances en fonction de la vitesse de vent
Tension batterie 48v

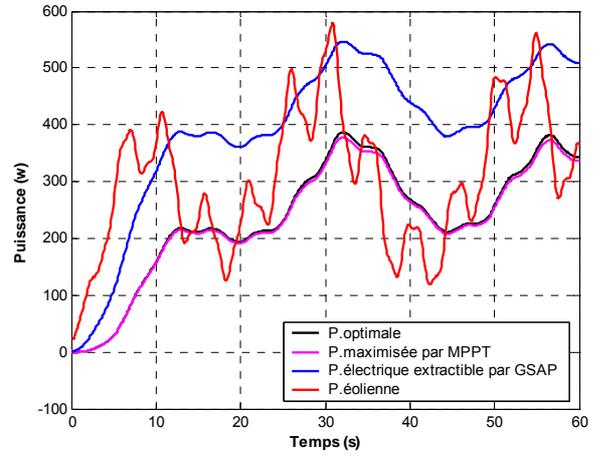


Figure 4-51 : Puissances en fonction de temps
Tension batterie 48v

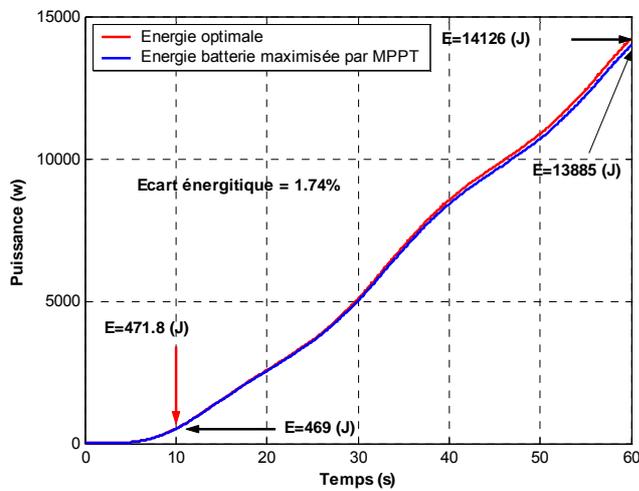


Figure 4-52 : Bilan énergétique optimal et maximisé
Tension batterie:48v

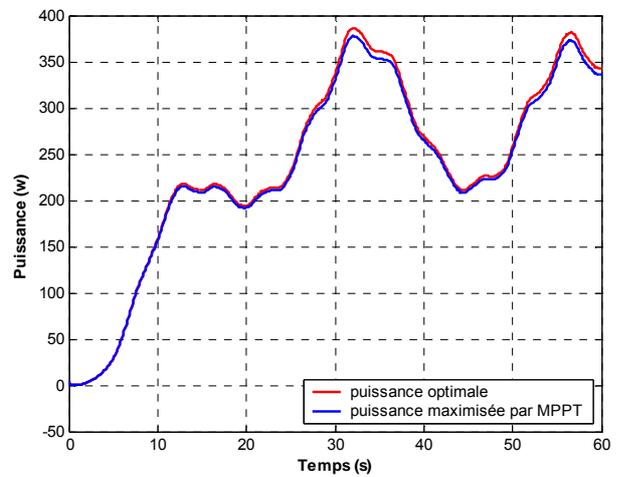


Figure 4-53 : Puissances, optimale et maximisée
Tension batterie 48v

4.5.5 Commande de système éolien sans capteur de vitesse de rotation

Cette stratégie de contrôle dépourvue de dispositifs de mesure mécaniques est basée sur le pilotage indirect du courant de charge. Elle sert à simplifier la structure de la chaîne éolienne et minimiser le coût du système sans réduire l'efficacité énergétique.

4.5.5.1 Algorithme de MPPT côté DC

La chaîne de conversion peut encore être simplifiée si l'on considère que l'image de la vitesse de rotation est donnée par les forces électromotrices de la génératrice, ces dernières étant liées à la valeur de la tension de sortie du pont de diode. Le capteur mécanique de vitesse peut être supprimé et remplacé par la mesure de la tension du bus continu U_{dc} . Celle-ci peut être assimilée à l'image de la vitesse de rotation comme le démontre l'équation (4-89).

$$U_{dc}(\Omega) = \frac{3}{\pi} \cdot E_{ab}^{\max} = \frac{3 \cdot \sqrt{6}}{\pi} \cdot \psi_{eff} \cdot P \cdot \Omega = \mu \cdot \Omega \quad (4-89)$$

μ est un constant définit par :

$$\mu = \frac{3 \cdot \sqrt{6}}{\pi} \cdot \psi_{eff} \cdot P \quad (4-90)$$

A partir des équations (4-57), (4-89), et (4-90), on déduit l'expression du courant de référence comme suit :

$$I_{bat}^{ref} = \frac{\eta \cdot K_{opt}}{U_{bat}} \cdot \Omega^3 = \frac{\eta \cdot K_{opt}}{U_{bat}} \cdot \left(\frac{U_{dc}}{\mu} \right)^3 = \frac{\sigma \cdot (U_{dc})^3}{U_{bat}} \quad (4-91)$$

σ est un constant définit par :

$$\sigma = \eta \cdot K_{opt} \cdot \left(\frac{\pi}{3 \cdot \sqrt{6} \cdot \psi_{eff} \cdot P} \right)^3 \quad (4-92)$$

La puissance maximale de la batterie est donnée donc par :

$$P_{bat}^{\max} = f(U_{dc}) = \sigma \cdot (U_{dc})^3 \quad (4-93)$$

Le dispositif MPPT prend ainsi la forme de la Figure 4-54

$$U_{dc} [K] \longrightarrow \frac{P_{bat}^{\max} = f(U_{dc})}{U_{bat}} [K] \longrightarrow I_{bat}^{ref} [K + 1]$$

Figure 4-54 : Courant de batterie en fonction de la tension

4.5.5.2 Résultats de simulation

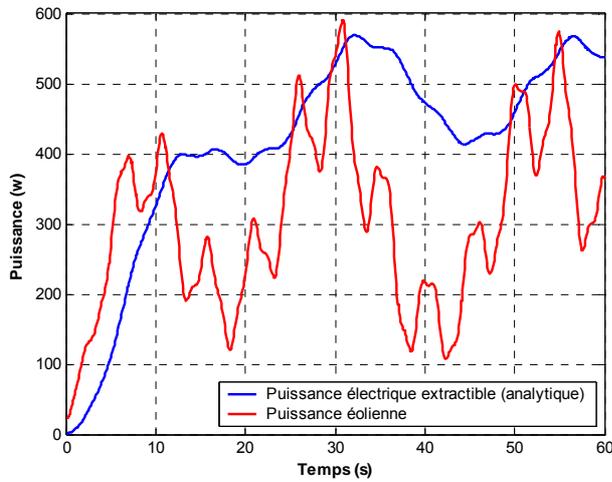


Figure 4-55 : Puissances, éolienne et électrique extractible
Tension batterie 24v

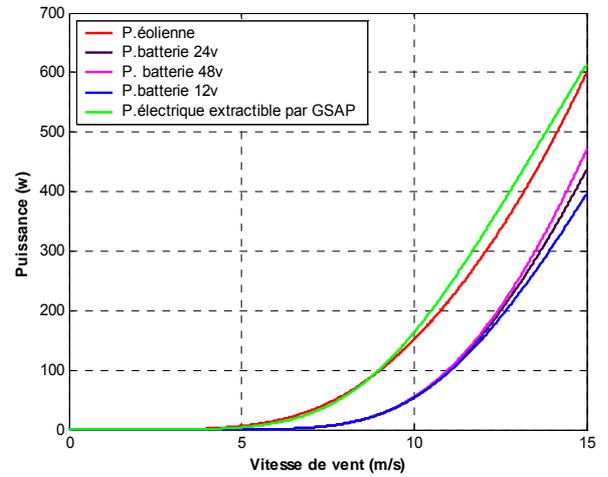


Figure 4-56 : Puissances en fonction de la vitesse de vent
Tension batterie 48v

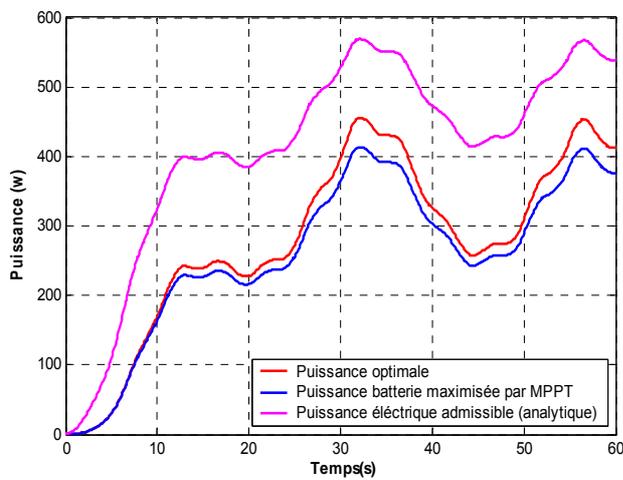


Figure 4-57 : Puissances, optimale et maximisée et électrique extractible-Tension batterie 24v

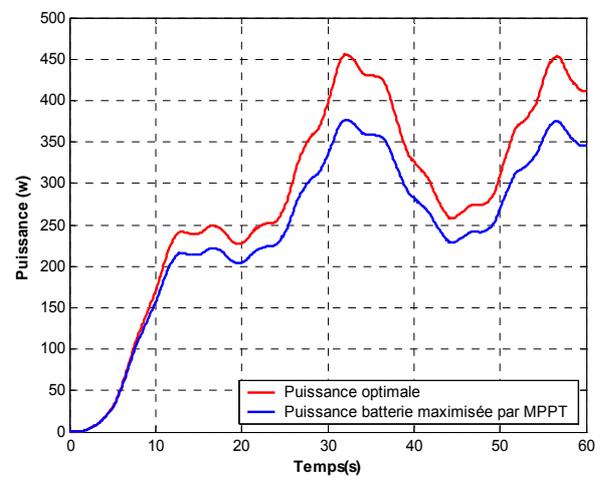


Figure 4-58 : Puissances, optimale et maximisée
Tension batterie 12v

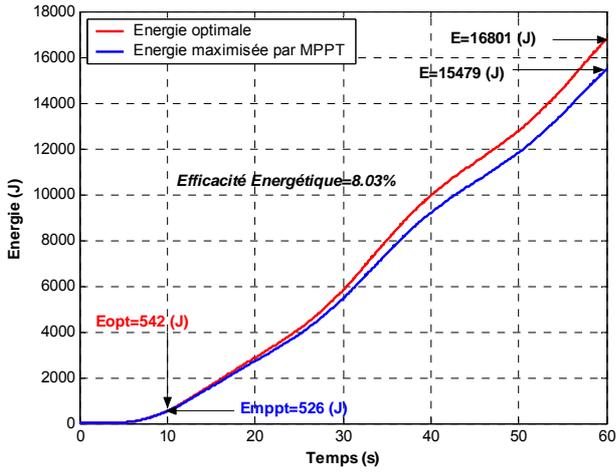


Figure 4-59 : Bilan énergétique optimal et maximisé
Tension batterie: 12v

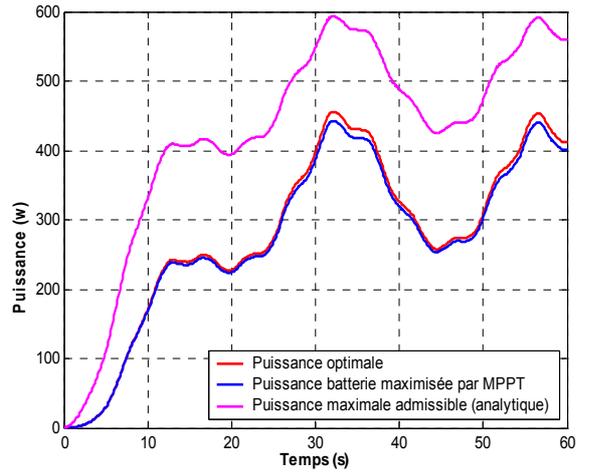


Figure 4-60 : Puissances, optimale et maximisée et électrique extractible-Tension batterie 48v

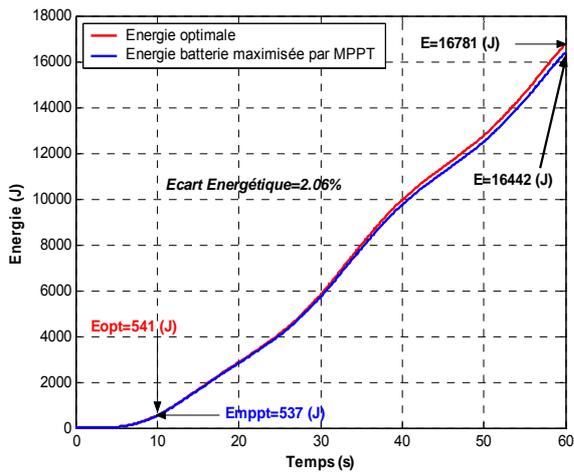


Figure 4-61 : Bilan énergétique optimal et maximisé
Tension batterie: 48v

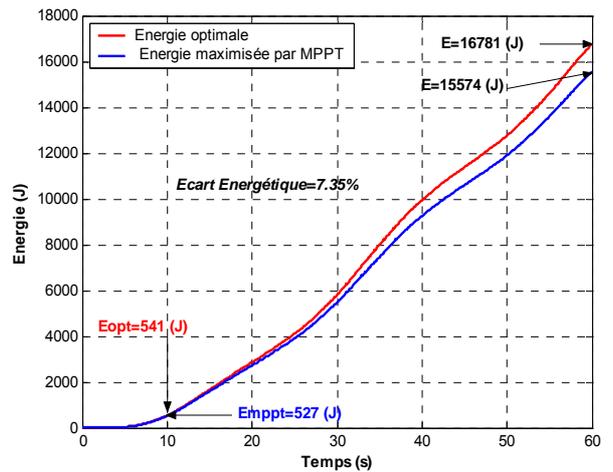


Figure 4-62 : Bilan énergétique optimal et maximisé
Tension batterie: 24v

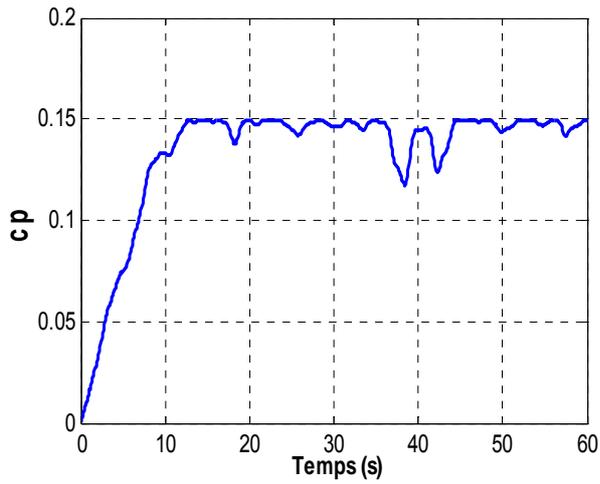


Figure 4-63 : Coefficient de puissance

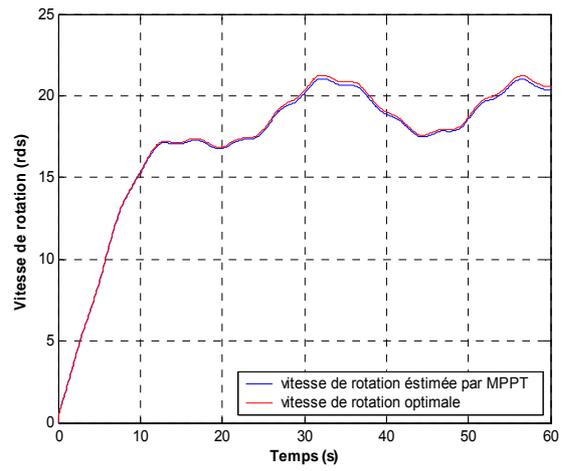


Figure 4-64 : Images de vitesses : optimale et maximisée, Calculées pour une tension batterie:48v

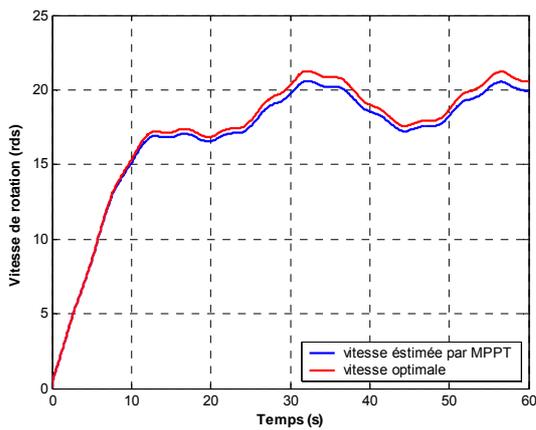


Figure 4-65 : Images de vitesses : optimale et maximisée, Calculées pour une tension batterie:24v

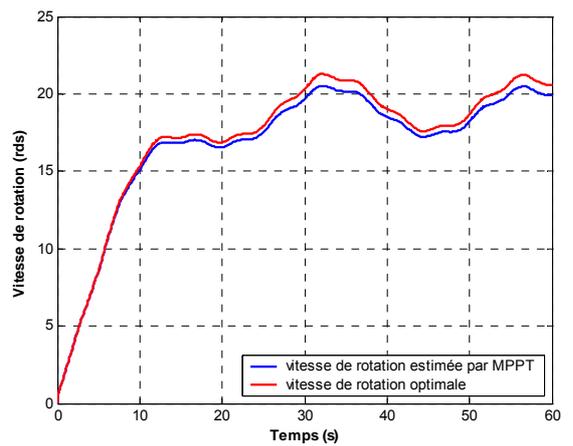


Figure 4-66 : Images de vitesses : optimale et maximisée, Calculées pour une tension batterie:12v

4.5.6 Synthèse comparative du système éolien avec hacheur dévolteur simple

Les figures 4-67 et 4-68 représentent l'ensemble des courbes de puissances maximisées de la chaîne éolienne utilisant un hacheur dévolteur simple en fonction de la vitesse de vent et en fonction de temps, et cela pour toutes les stratégies de contrôle étudiées.

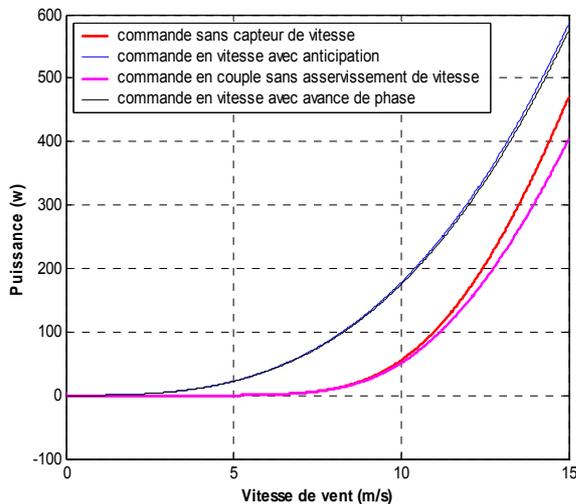


Figure 4-67 : Puissances maximisée du hacheur dévolteur simple pour différentes stratégies de contrôle en fonction de la vitesse de vent
Tension batterie 48v

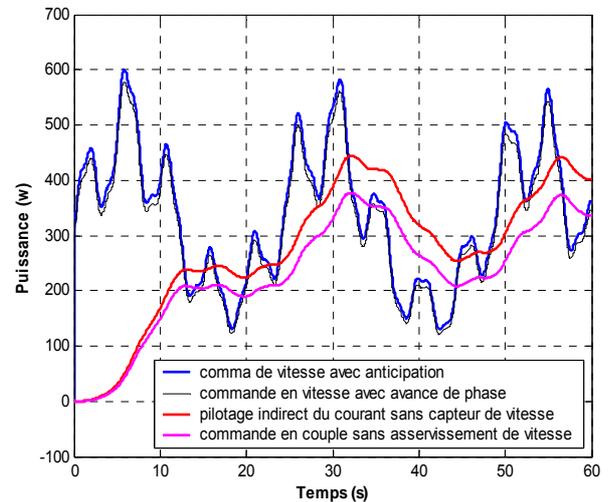


Figure 4-68 : Puissances maximisées du hacheur dévolteur simple pour différentes stratégies de contrôle
Tension batterie 48v

Pour toutes les stratégies de contrôle du hacheur dévolteur, il est clair que la tension de la batterie la plus adaptée du point de vue de l'énergie récupérée est la tension la plus élevée (48V). La cause de cette déperdition supérieure d'énergie pour les très basses tensions batterie est l'augmentation du courant donc des pertes dans le hacheur simple. L'asservissement de vitesse dans les deux premières stratégies nous offre une efficacité quasiment parfaite dont témoigne le faible écart énergétique par rapport aux énergies: optimale théorique, et réellement prélevée à l'éolienne. Les courbes de puissances et énergies, nous montrent que la stratégie de contrôle en vitesse avec anticipation est légèrement supérieure à celle à avance de phase. Cependant, les puissances offertes par les deux autres stratégies de contrôle sans asservissement de vitesse, et sans capteur de vitesse sont apparues dégrader devant la puissance éolienne, malgré que l'écart énergétique est très acceptable notamment dans le cas de contrôle sans asservissement de vitesse.

4.5.7 Modélisation de l'association aérogénérateur-pont de diodes-hacheur dévolteur en pont à commande différentielle

4.5.7.1 Introduction

Les performances techniques du hacheur dévolteur simple sont limitées par les butés du rapport cyclique α à cause des compromis de fonctionnement suivantes:

- 1- La butée basse α_{\min} du rapport cyclique correspond aux modes de fonctionnement à forte tension de bus DC (entrée haute tension du hacheur dévolteur), modes qui apparaît notamment en régimes transitoires lors de forts vents se traduisant par des vitesses de rotation élevées. L'intervention de la butée inférieure du rapport cyclique limite ainsi la tension à l'entrée du hacheur et dégrade ainsi le rendement global du système.
- 2- La reprise de la tension à l'entrée du hacheur imposée par le fonctionnement à forts vents qui correspond aux vitesses de rotation élevées nécessite une tension élevée de la batterie.
- 3- Le choix d'une tension trop élevée de la batterie peut retarder le seuil de mise en conduction du pont de diode à faible vent à cause des faibles tensions induites en amont de ce dernier.

4.5.7.2 Modélisation du hacheur dévolteur en pont à commande différentielle

Pour remédier aux compromis sus mentionnés, la structure en pont à commande différentielle permet de ramener ce rapport cyclique de travail proche de 0,5 [7], [43]. Cette topologie représentée sur la figure 4-69 inclut deux bras pilotés autour d'un rapport cyclique 0.5. La stratégie de commande consiste à commander les interrupteurs T1 et T2 de façon à ce que les rapports cycliques des deux transistors évoluent autour de $\alpha+0.5$ décalés d'une grandeur

$$\pm \frac{\Delta\alpha}{2}$$

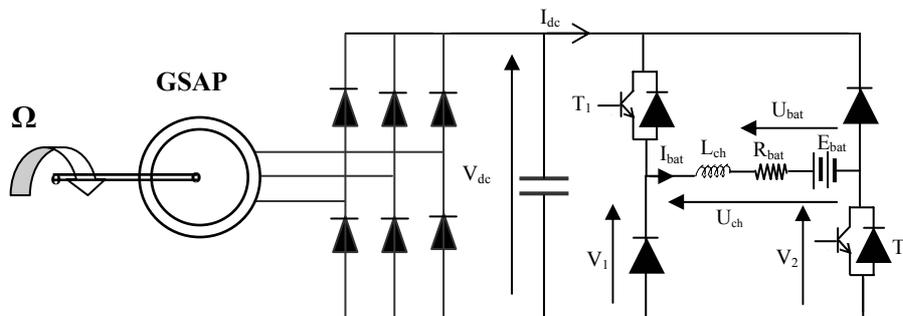


Figure 4-69 Schéma de convertisseur en pont à commande différentielle

Ils suivent la loi décrite par les expressions [7]:

$$V_1 = U_{dc} \cdot \left(\frac{1}{2} + \frac{\Delta\alpha}{2} \right) \quad (4-94)$$

$$V_2 = U_{dc} \cdot \left(\frac{1}{2} - \frac{\Delta\alpha}{2} \right) \quad (4-95)$$

La tension aux bornes de la charge est donnée par:

$$U_{ch} = V_1 - V_2 = U_{dc} \cdot \Delta\alpha \quad (4-96)$$

Les rapports cycliques α_{\min} et α_{\max} pour chacun des interrupteurs sont donc égaux à :

$$\alpha_{\max} = \frac{1}{2} + \frac{\Delta\alpha}{2} \quad (4-97)$$

$$\alpha_{\min} = \frac{1}{2} - \frac{\Delta\alpha}{2} \quad (4-98)$$

4.5.7.2 Limites de fonctionnement du hacheur en pont

L'équation (4-98) donnant la limite supérieure α_{\max} peut s'exprimer de la manière suivante:

$$0 < \Delta\alpha < 2\alpha_{\max} - 1 \quad (4-99)$$

La tension minimale du bus continu est donc donnée par :

$$U_{dc}^{\min} = \frac{U_{ch}}{\Delta\alpha_{\max}} = \frac{U_{ch}}{2\alpha_{\max} - 1} \quad (4-100)$$

En négligeant la chute de tension dans l'inductance, on peut remplacer la tension de la charge U_{ch} par la tension de la batterie U_{bat} .

En utilisant l'équation (4-48), la limite inférieure du vent est donnée donc par:

$$V_v^{\min} = \frac{\sqrt{3} \cdot \pi \cdot R}{9 \cdot p \cdot \psi_{\max} \lambda_{opt} \cdot \Delta\alpha_{\max}} \cdot U_{bat} = \frac{\sqrt{3} \cdot \pi \cdot R}{18(\alpha_{\max} - 0.5) \cdot p \cdot \psi_{\max} \lambda_{opt}} \cdot U_{bat} \quad (4-101)$$

A l'exception des butées de limitation du rapport cyclique et les pertes par conduction et commutation, le schéma bloc de simulation de la chaîne éolienne associé à un pont de diodes et un hacheur à pont est similaire à celui avec un hacheur dévolteur simple. En vue d'évaluer le bilan énergétique de cette structure en le comparant avec celle à hacheur dévolteur, on a adopté l'utilisation de la stratégie de contrôle en vitesse avec anticipation qui demeure la meilleure du point de vue de la puissance instantanée fournie et l'énergie globale récupérée.

4.5.7.3 Résultat de simulation

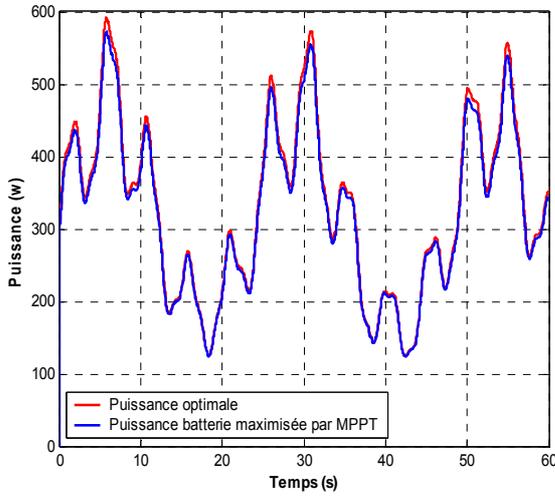


Figure 4-70 : Puissances, optimale et maximisée
Tension batterie 48v

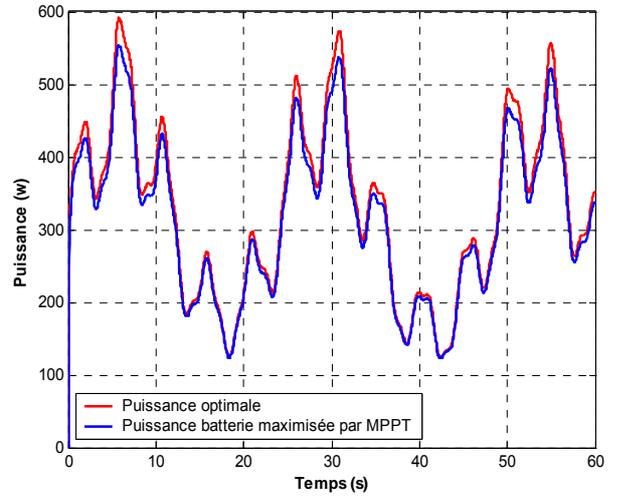


Figure 4-71 : Puissances, optimale et maximisée
Tension batterie 24v

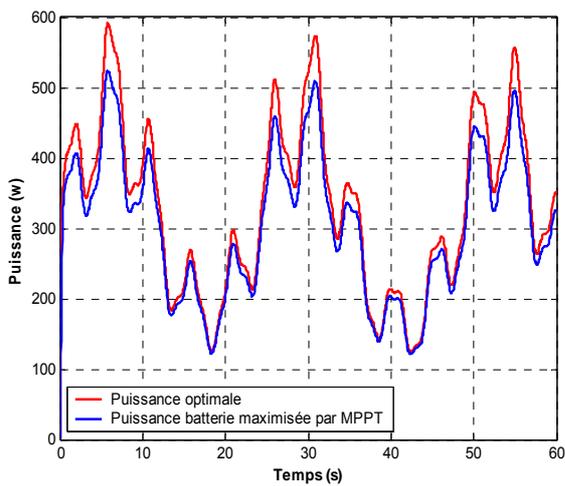


Figure 4-72 : Puissances, optimale et maximisée
Tension batterie 12v

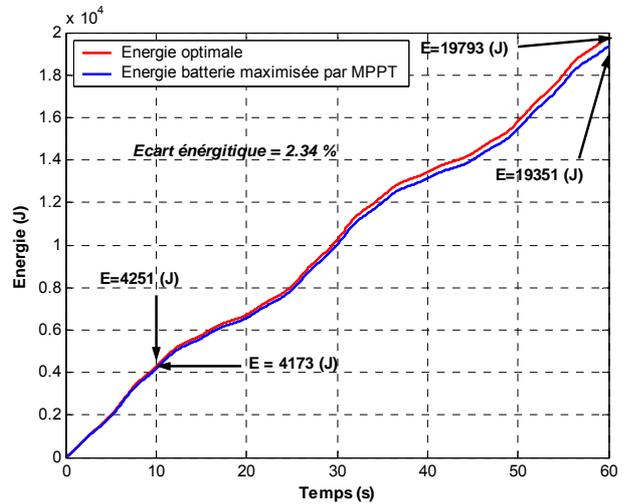


Figure 4-73 : Bilan énergétique optimal et maximisé
Tension batterie:48v

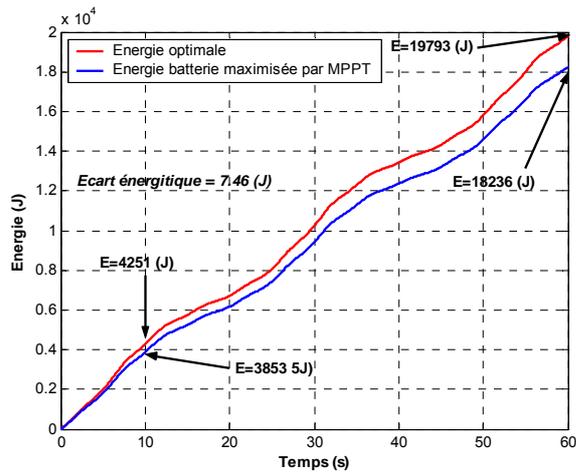


Figure 4-74 : Bilan énergétique optimal et maximisé
Tension batterie:24v

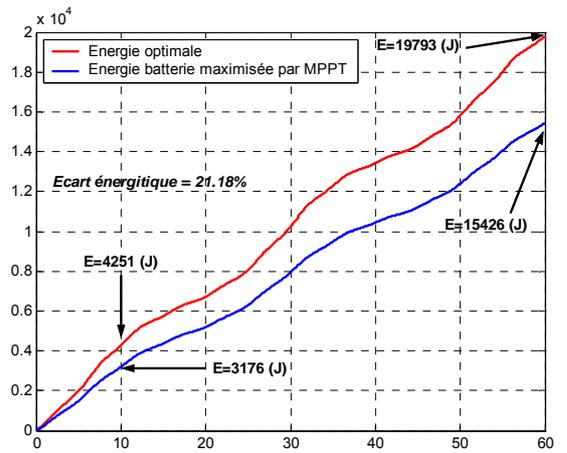


Figure 4-75 : Bilan énergétique optimal et maximisé
Tension batterie:12v

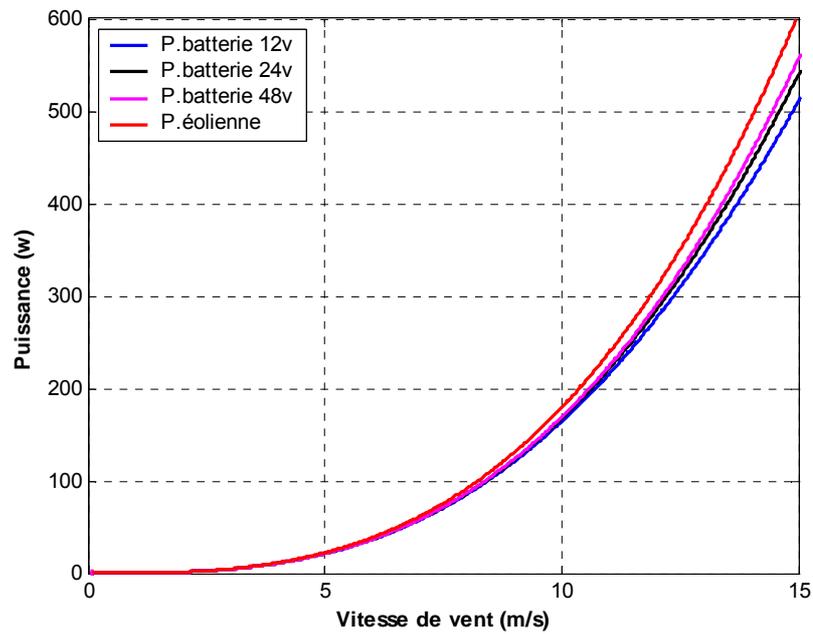


Figure 4-76 : Puissances en fonction de la vitesse de vent
Tension batterie 48v

4.5.7.4 Conclusion

Les résultats de simulation nous montrent que l'utilisation d'une tension de batterie élevée en aval du hacheur dévolteur en pont rend la structure globale plus performante du point de vue de l'énergie récupérée, relativement aux faibles tensions qui occasionnent une déperdition supérieure d'énergie à cause de l'augmentation du courant dans le hacheur; sachant que la fréquence apparente dans ce circuit est deux fois plus élevée par rapport à un hacheur dévolteur simple, ce qui augmente les pertes en commutation et diminue la valeur de moitié de l'inductance de lissage de courant. Cependant pour augmenter le rendement du montage, il peut être plus judicieux de garder quand même une forte inductance et de réduire la fréquence de découpage pour minimiser les pertes en commutation.

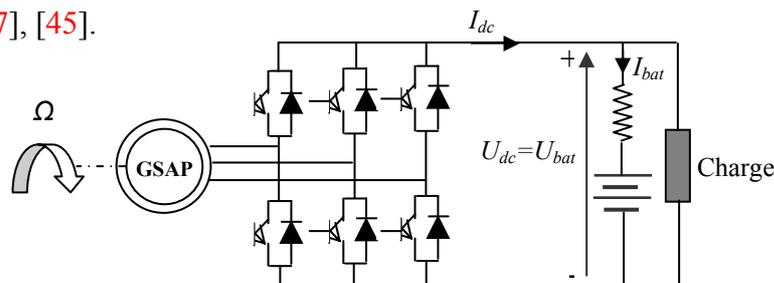
Le bilan énergétique dans sa globalité est donc apparu modeste (19351 (J) devant ceux du hacheur dévolteur simple avec régulateurs de vitesse, soit 20349 (J) avec anticipation et 20324 (J) à avance de phase.

4.5.8 Modélisation de l'association Aérogénérateur - Redresseur triphasé à commande par MLI

4.5.8.1 Introduction

Parmi les convertisseurs les plus utilisés dans les chaînes de conversion d'énergie éolienne est le redresseur triphasé à modulation de largeur des impulsions MLI, parce qu'il offre un control totalement réversible de la puissance instantanée. L'association du redresseur à commande par MLI avec l'aérogénérateur synchrone à aimants permanent permet un autopilotage direct du générateur en contrôlant les grandeurs électromécaniques tel que le couple C_{em} ou la vitesse de rotation de la génératrice Ω [45], [46].

Les inconvénients de cette structure reposent sur la complexité du montage qui comporte trois bras complets donc six interrupteurs et la commande nécessitant généralement un capteur mécanique de position. De plus, ce montage est survolteur et la tension du bus continu doit être supérieure à la tension composée de la génératrice obtenue à vitesse de rotation (vent) maximale [7], [45].



. **Figure 4-77** : Structure de la chaîne éolienne associée à un Redresseur à commande par MLI

4.5.8.2 Commande de la génératrice synchrone à aimants permanents

La figure 4-78 illustre les trois fonctions de la commande de la **GSAP** qui sont:

- 1- l'algorithme d'extraction du maximum de puissance MPPT.
- 2- La commande vectorielle de la GSAP.
- 3- Le contrôle du convertisseur MLI.

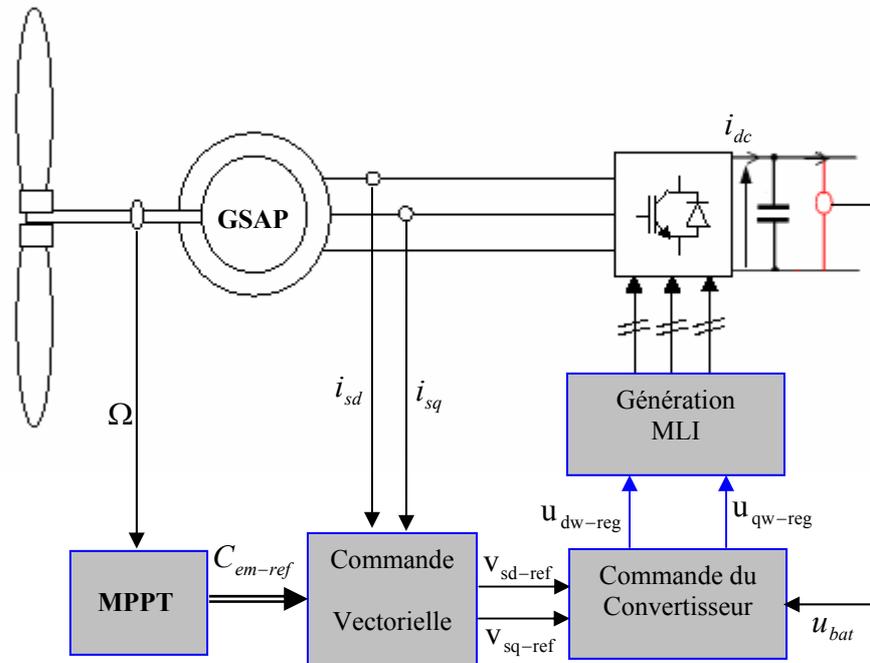


Figure 4-78 : Commande de la génératrice synchrone à aimants permanents

4.5.8.3 Commande en couple de la GSAP

4.5.8.3.1 Principe général de la méthode

La commande vectorielle est une méthode qui traite la technique de contrôle des machines alternatif [47]. Son principe consiste à éliminer le couplage entre l'inducteur et l'induit en dissociant le courant statorique en deux composantes (I_{ds}, I_{qs}) en quadrature dans un référentiel lié au champs tournant de façon que l'une des composantes (I_{qs}) commande le couple et l'autre (I_{ds}) commande le flux, ce qui permet d'obtenir un fonctionnement comparable à celui d'une machine à courant continu, à excitation séparée [47], [48].

4.5.8.3.2 Commande vectorielle de la machine synchrone à aimants permanents

La commande de la génératrice est basée sur un pilotage vectoriel classique avec capteur de position. Le champ magnétique d'excitation dans une machine synchrone est produit par le rotor. Ce champ magnétique tourne avec une vitesse angulaire égale à la vitesse de rotation

électrique $p\Omega$. Un autre champ magnétique tournant est appelé la réaction de l'induit est produit par les enroulements de stator.

La vitesse de rotation est liée à la pulsation du champ tournant par la relation:

$$\Omega = \frac{\omega}{p} \quad (4-102)$$

Où p est le nombre de paires de pôles de la machine. Si on suppose un fonctionnement de la machine à vide et sans pertes, seul le flux magnétique d'excitation apparaît. La commande vectorielle classique consiste à aligner un des deux axes du repère de Park, généralement l'axe direct d selon ce vecteur tournant composé par le champ d'excitation [47], [48].

Lorsque la machine est chargée, une réaction d'induit apparaît et déplace le flux d'excitation. Le couple électromagnétique et la vitesse de rotation dépendent donc des courants statoriques et du flux magnétique. Comme nous avons vu dans le chapitre 3, le modèle de la machine synchrone à aimants permanents dans le repère de Park est donné par les équations différentielles:

$$\begin{cases} V_{sd} = R_s I_{sd} + \frac{d\psi_{sd}}{dt} - \omega \psi_{sq} \\ V_{sq} = R_s I_{sq} + \frac{d\psi_{sq}}{dt} + \omega \psi_{sd} \end{cases} \quad (4-103)$$

$$\text{Avec: } \begin{cases} \psi_{sd} = L_{sd} i_{sd} + \psi_f \\ \psi_{sq} = L_{sq} i_{sq} \end{cases} \quad (4-104)$$

L'expression du couple électromagnétique est donnée par:

$$C_{em} = \frac{3}{2} P [\psi_{sd} i_{sq} - \psi_{sq} i_{sd}] \quad (4-105)$$

Pour une machine synchrone à pôles lisse on a:

$$L_{sd} = L_{sq} = L_s$$

En passant en écriture complexe on a :

$$\underline{v}_s = R_s \underline{i}_s + L_s \frac{d\underline{i}_s}{dt} + j(\omega \underline{\psi}_s) \quad (4-106)$$

A vide, les courants sont nuls:

$$\underline{i}_s = i_{sd} = i_{sq} = 0 \quad (4-107)$$

Donc:

$$\underline{v}_s = j(\omega \underline{\psi}_s) \quad (4-108)$$

Et:

$$\psi_s = \psi_{sd} = \psi_f \quad (4-109)$$

$$\underline{v}_s = \underline{E}_0 = \underline{v}_{sq} \quad (4-110)$$

Alors:

La force électromotrice de la génératrice est donnée par :

$$E_0 = \omega \cdot \psi_f = p \cdot \Omega \cdot \psi_f \quad (4-111)$$

Parmi les stratégies de commande vectorielle appliquées à une machine synchrone, celle qui consiste à imposer une référence du courant direct I_{sd} à zéro est la plus répandue. Ce choix est justifié dans le but d'éviter la démagnétisation des aimants permanents due à la réaction d'armature selon l'axe d [45].

Le couple électromagnétique est donné donc par l'expression (4-112).

$$C_{em} = \frac{3}{2} P \cdot \psi_f \cdot i_{sq} \quad (4-112)$$

L'expression du courant de référence i_{sq} est donnée donc par:

$$i_{sq-ref} = \frac{2}{3 \cdot p \cdot \psi_f} C_{em-ref} = \beta \cdot C_{em-ref} \quad (4-113)$$

β est un constant donné par : $\beta = \frac{2}{3 \cdot p \cdot \psi_f}$

A flux d'excitation émis par les aimants, il est donc possible de réguler le couple électromagnétique en contrôlant le courant i_{sq} tandis que le courant i_{sd} est asservi à zéro.

4.5.8.3.3 Synthèse de correcteurs

On propose de mettre en œuvre des régulateurs de type PI dans la structure de commande. Les équations du modèle mathématique de la machine synchrone à aimants permanents peuvent être écrites par la forme :

$$\begin{cases} V_{sd}(p) = R_s \cdot I_{sd}(p) + P \cdot L_s \cdot I_{sd}(p) - \omega \cdot \psi_{sq}(p) \\ V_{sq}(p) = R_s \cdot I_{sq}(p) + P \cdot L_s \cdot I_{sq}(p) + \omega \cdot \psi_{sd}(p) \end{cases} \quad (4-114)$$

Les termes de couplage en $E_{dq} = \omega \cdot \psi_{sdq}$ sont considérés comme des perturbations mesurables.

La fonction de transfert de la machine peut s'écrire sous la forme :

$$G_s(p) = \frac{1}{R_s + L_s p} = \frac{1}{R_s} \cdot \frac{1}{1 + T_e \cdot p} \quad (4-115)$$

$$G_s(p) = \frac{I_{sd,q}(p)}{V_{sd,q}(p) + E_{d,q}(p)} \quad (4-116)$$

Avec la constante de temps électrique:

$$T_e = \frac{L_s}{R_s} \quad (4-117)$$

Les boucles de régulation se présentent alors sous la forme du schéma donné sur la figure 4-79, (Le schéma est identique pour la boucle de courant dans l'axe q).

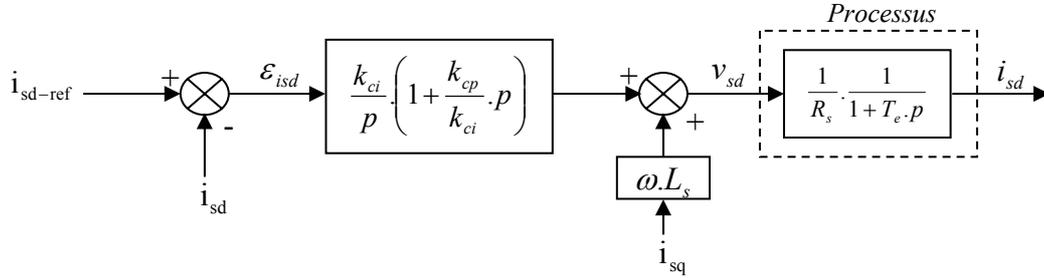


Figure 4-79 : Boucle de régulation de courant

En boucle ouverte la fonction de transfert est donnée par:

$$G_0(p) = \frac{k_{ci}}{p} \left(1 + \frac{k_{cp}}{k_{ci}} \cdot p \right) \cdot \frac{1}{R_s} \cdot \frac{1}{1 + T_e \cdot p} \quad (4-118)$$

Les paramètres du régulateur sont déterminés par la méthode de la compensation du pôle en boucle ouverte. Ainsi, les constantes de temps sont égales à :

$$T_0 = T_e = \frac{k_{cp}}{k_{ci}} \quad (4-119)$$

En boucle fermée, la fonction de transfert devient :

$$G(p) = \frac{G_0(p)}{1 + G_0(p)} = \frac{1}{1 + \frac{R_s}{k_{ci}} \cdot p} = \frac{1}{1 + T_f \cdot p} \quad (4-120)$$

En boucle fermée la constante de temps T_f est donc égale à:

$$T_f = \frac{R_s}{k_{ci}} \quad (4-121)$$

Alors:

$$k_{ci} = \frac{R_s}{T_f} \quad (4-122)$$

Le coefficient proportionnel k_{cp} se déduit donc des expressions (du 4-117 au 4-122) :

$$k_{cp} = \frac{L_s}{T_f} \quad (4-123)$$

La figure 4-80 illustre la stratégie de commande en couple, elle comporte les boucles de régulation de courants et le découplage des tensions.

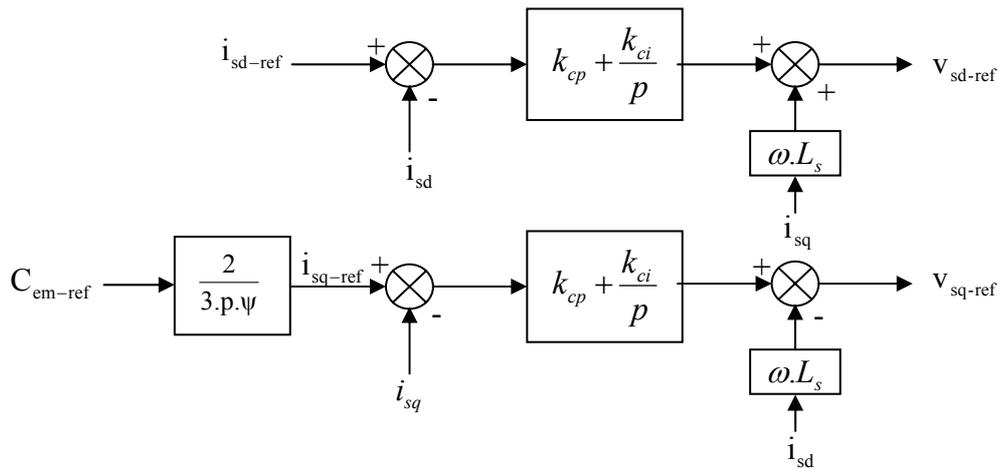


Figure 4-80 : stratégies de commande en couple de GSAP

Les tensions de références générées v_{sd} , v_{sq} sont utilisées en suite dans la modélisation du redresseur à commande par MLI.

4.5.8.4 Modèle continu équivalent du convertisseur de puissance

Les éléments du système global étudié étant de natures différentes. La génératrice et le réseau sont des systèmes continus, tandis que les convertisseurs sont de natures discrètes. Pour tels systèmes, le développement de modèle continu équivalent est plus pratique pour l'analyse du comportement dynamique et la synthèse des régulateurs [26] [49].

L'utilité essentielle de cette modélisation réside dans la limitation du temps de simulation, ce qui permet d'étudier le comportement dynamique global des éoliennes en considérant les fluctuations du vent sur une grande période. Cependant, le modèle continu équivalent ne permet pas de prédire les harmoniques de courant et de tension, puisque la fréquence de commutation des semi-conducteurs n'est pas prise en compte [26].

Comme il est détaillé dans l'annexe A3, les tensions simples modulées par le redresseur à commande par MLI dans le repère de Park (v_{sd} et v_{sq}) dépendent des tensions de réglage du convertisseur u_{dw-reg} et u_{qw-reg} par les relations:

$$v_{sd} = u_{dw-reg} \cdot \frac{u_{bat}}{2} \quad (4-124)$$

$$v_{sq} = u_{qw-reg} \cdot \frac{u_{bat}}{2} \quad (4-125)$$

u_{dw-reg} et u_{qw-reg} sont les composantes : directe et quadrature des tensions de réglage du convertisseur.

Les tensions simples modulées sont données par :

$$\begin{pmatrix} v_{s1} \\ v_{s2} \end{pmatrix} = P[(\psi)]^{-1} \cdot \begin{pmatrix} v_{sd} \\ v_{sq} \end{pmatrix} \quad (4-126)$$

$P[(\psi)]^{-1}$ est la matrice transposée de la matrice de Park en deux dimensions définie par :

$$[P(\psi)] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{pmatrix} \cos(p.\psi) & \cos(p.\psi - \frac{2.\pi}{3}) \\ -\sin(p.\psi) & -\sin(p.\psi - \frac{2.\pi}{3}) \end{pmatrix} \quad (4-127)$$

Le courant modulé par le convertisseur a pour expression [44], [45]:

$$i_{dc} = \frac{1}{2} \cdot (u_{dw-reg} \cdot i_{sd} + u_{qw-reg} \cdot i_{sq}) \quad (4-128)$$

i_{sd} et i_{sq} sont les composantes directe et en quadrature des courants à l'entrée du redresseur :

$$\begin{pmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \end{pmatrix} = P[(\psi)] \begin{pmatrix} i_{s1} \\ i_{s2} \end{pmatrix} \quad (4-129)$$

4.5.8.5 Limites de fonctionnement du convertisseur MLI

Le redresseur à commande par MLI étant de nature survolteur, son bus continu doit être de tension suffisamment haute pour assurer le pilotage de la génératrice à vitesse (Fem) maximale. L'association machine synchrone – redresseur MLI à six interrupteurs – batterie, doit satisfaire un niveau de tension du bus continu suffisamment élevé pour que la commande de la machine puisse être réalisée. Dans le cas des fortes valeurs de la vitesse du vent, la tension aux bornes de la génératrice devient élevée selon la vitesse de rotation comme l'indique l'équation (4-130).

$$E_{ab}^{max} = \sqrt{3} p \cdot \Omega \cdot \psi_f \quad (4-130)$$

La condition de commandabilité du redresseur définie par la relation (4-131), impose le minimum de la tension du côté du bus continu en fonction de la tension composée maximale aux bornes de la machine.

$$U_{bat} \geq E_{ab}^{max} \quad (4-131)$$

Alors:

$$U_{bat} \geq \sqrt{3} p \cdot \Omega \cdot \psi_f \quad (4-132)$$

En supposant que le système travaille au point optimal, alors la vitesse optimale de rotation en fonction de la vitesse du vent est définie par l'équation (4-52). La tension minimale du bus continu peut être ainsi déterminée en fonction de la vitesse du vent :

$$U_{bat} \geq \sqrt{3} p \psi_f \cdot \frac{\lambda_{opt}}{R} \cdot V_v \quad (4-133)$$

Cette tension qui fait l'hypothèse d'un fonctionnement à l'optimum ($\lambda = \lambda_{opt}$), doit être dimensionnée au-delà de cette valeur calculée pour avoir une marge de manœuvre dans le cas de dépassements temporaires de la vitesse du vent, et pour tenir compte des chutes de tension dans les interrupteurs du convertisseur. La tension de batterie choisie dans notre cas est 300v. Le schéma complet de commande vectorielle de GSAP associée au convertisseur MLI est représenté sur la figure 4-81

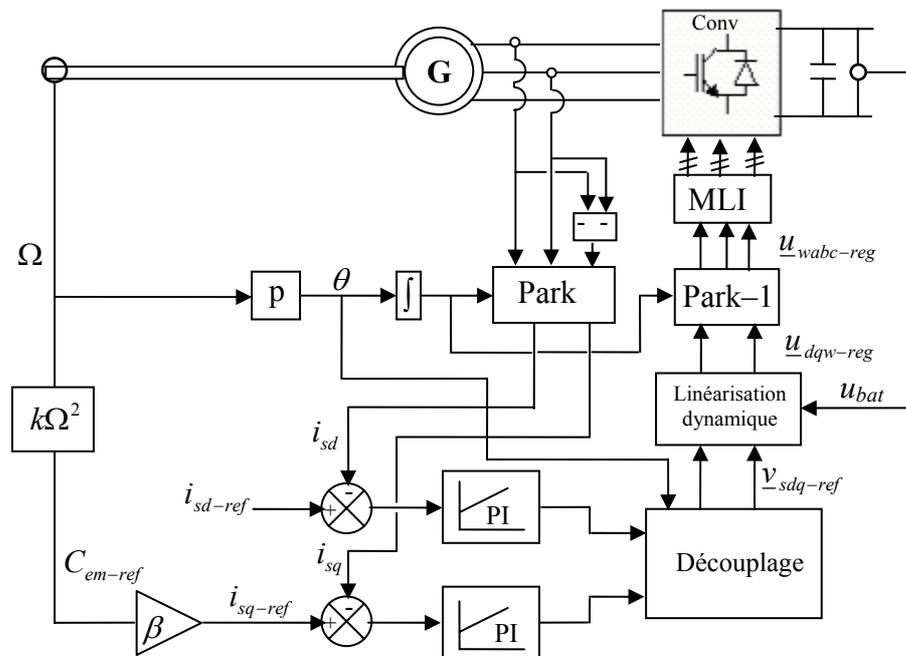


Figure 4-81: Schéma complet de commande vectorielle de GSAP associée au convertisseur MLI

4.5.8.6 Résultats de simulation

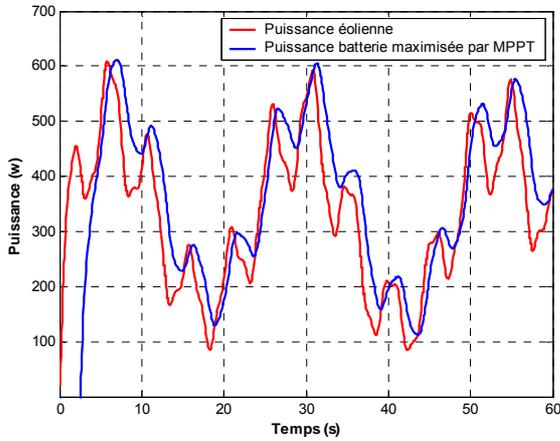


Figure 4-82 : Puissances, optimale et maximisée
Tension batterie 300v

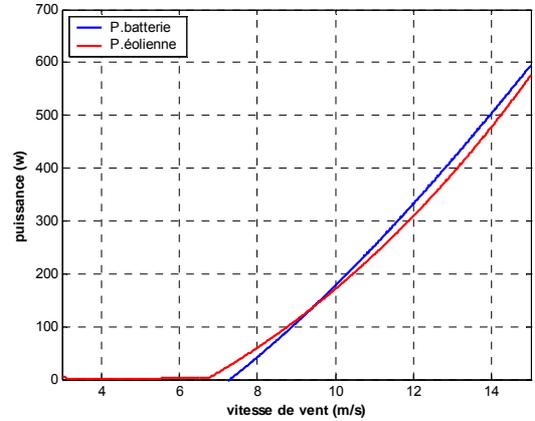


Figure 4-83 : Puissances en fonction de la vitesse de vent
Tension batterie 300v

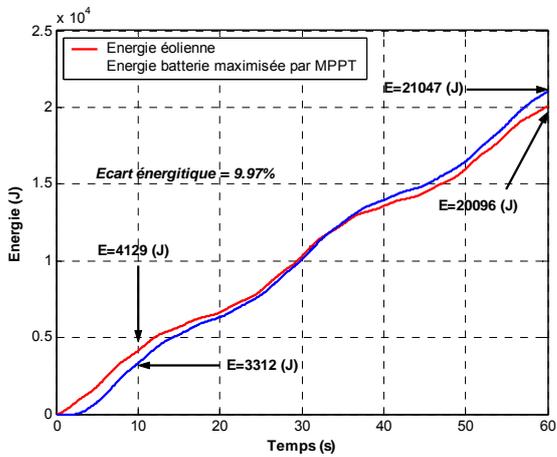


Figure 4-84 : Bilan énergétique optimal et maximisé
Tension batterie:300v

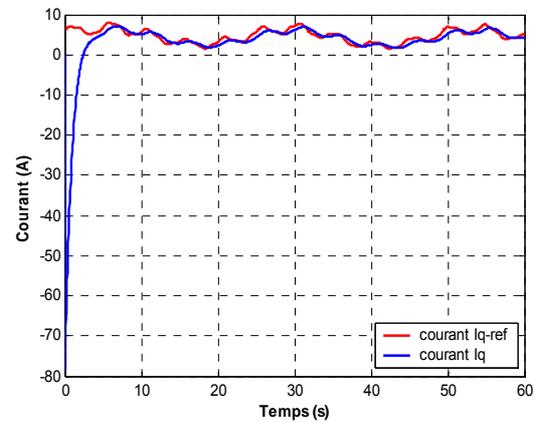


Figure 4-85 : Composante de courant I_q

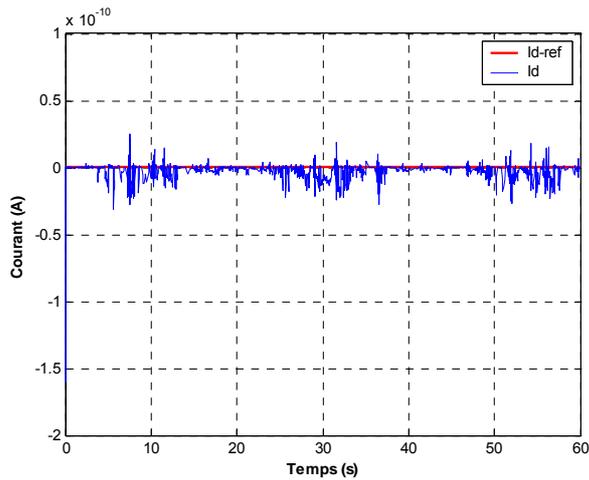
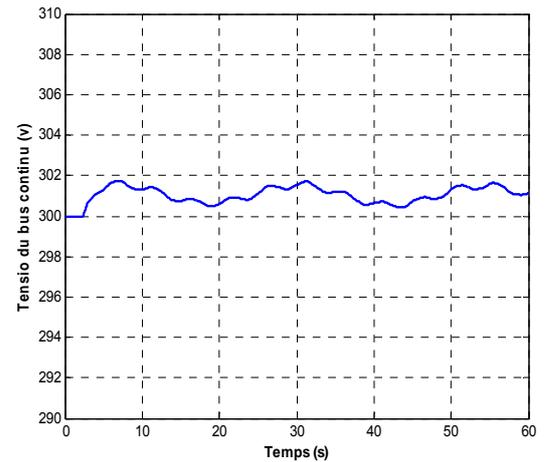
Figure 4-86 : Composante de courant I_d 

Figure 4-87 : Tension du bus continu

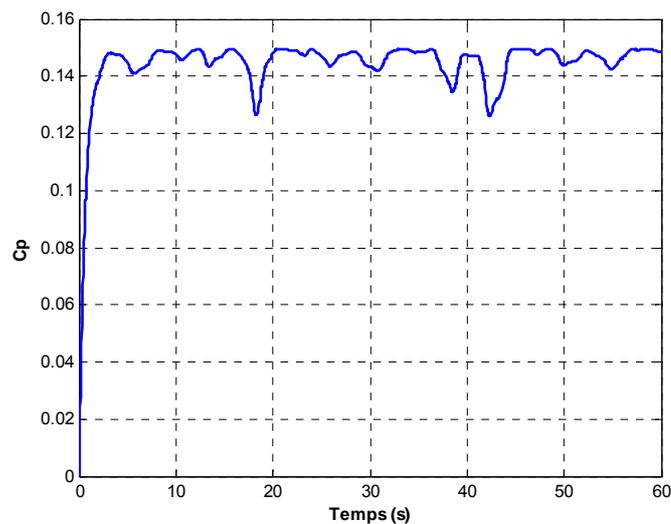


Figure 4-88 : coefficient de puissance

4.5.8.7 Conclusion

Les résultats de simulation nous montrent que l'utilisation du redresseur à commande par MLI permet un pilotage direct complet de la génératrice en vitesse ou en couple comme le cas utilisé dans cette partie. Il est à noter que la réversibilité de ce montage provoque un retour de puissance de la batterie vers la génératrice; ceci est justifié par les parties négatives de la composante I_q , ainsi que les puissances en fonction de temps et vent non représentées ici en vue de mieux comparer ce montage avec les autres structures. Les résultats de simulation

montrent une rentabilité de fonctionnement assez importante avec moins de contraintes extérieures et plus d'énergie accueillie sur l'intervalle de temps sélectionné, soit 21047 (J). Ceci peut se justifier par l'influence réduite des pertes par commutation dans les interrupteurs devant le comportement global du système.

Les inconvénients de telle structure est évidemment le coût élevé que pose l'utilisation du redresseur à commande par MLI à caractère élévateur d'un coté, et le recours aux autres équipements abaisseurs de tension en aval, notamment pour les systèmes éoliens à faibles puissances à usage domestique d'un autre côté.

4.5.9 Modélisation de l'association aérogénérateur-pont de diodes-hacheur survolteur

Le convertisseur survolteur de tension associé à l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents en aval du pont de diodes est représenté à la figure 4-89

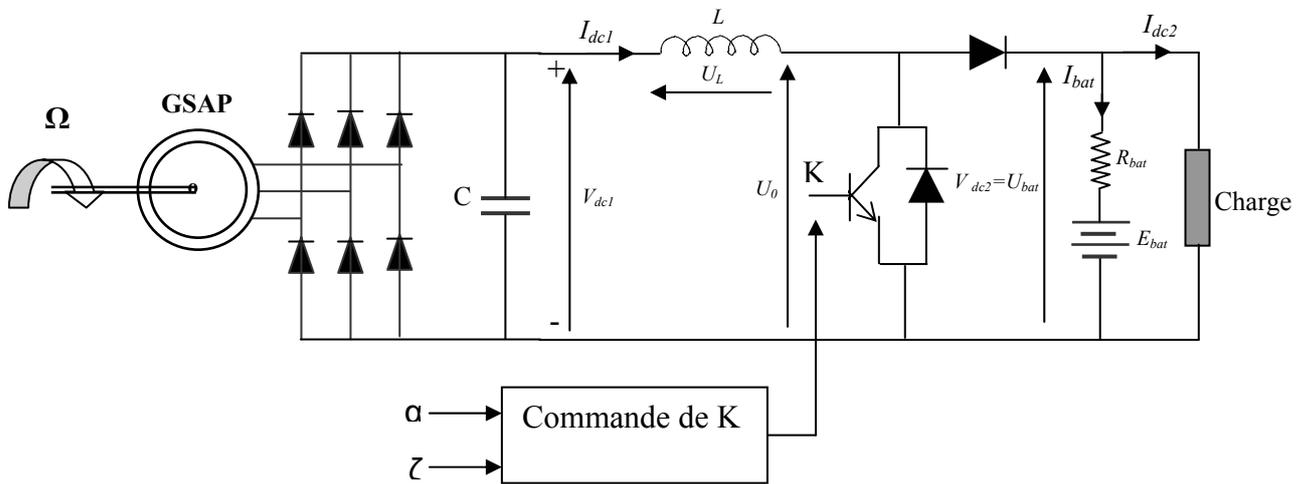


Figure 4-89 : Hacheur survolteur associé à un aérogénérateur synchrone à aimants permanents

4.5.9.1 Etude analytique du hacheur survolteur:

La relation entre les deux tensions V_{dc1} et V_{dc2} du convertisseur est donnée par [43]:

$$V_{dc2} = \frac{1}{1-\alpha} V_{dc1} \tag{4-134}$$

Où α est le rapport cyclique de l'élément interrupteur.

On définit la résistance R_{dc1} comme étant la résistance variable de l'ensemble du circuit situé en aval du redresseur à diodes, elle varie en fonction du rapport cyclique; et R_L une résistance représentant la charge à la sortie du hacheur.

Les courants I_{dc1} et I_{dc2} , respectivement à la sortie du redresseur et du convertisseur sont donnés par:

$$I_{dc1} = \frac{V_{dc1}}{R_{dc1}} \tag{4-135}$$

$$I_{dc2} = \frac{V_{dc2}}{R_L} \quad (4-136)$$

En se basant sur le principe de la conservation d'énergie, les puissances d'entrée et de sortie du hacheur sont égales:

$$V_{dc1} I_{dc1} = V_{dc2} I_{dc2} \quad (4-137)$$

On déduit alors la relation existante entre les courants I_{dc1} et I_{dc2}

$$I_{dc2} = (1 - \alpha) I_{dc1} \quad (4-138)$$

En utilisant les équations précédentes, les résistances R_g et R_{dc1} peuvent être exprimées en fonction de la résistance de charge selon les expressions :

$$R_{dc1} = (1 - \alpha)^2 R_L \quad (4-139)$$

$$R_g = \frac{\pi^2}{18} (1 - \alpha)^2 R_L \quad (4-140)$$

4.5.9.1.1 Stratégie analytique de recherche de la puissance maximale extractible de la GSAP

On cherche toujours à exprimer la puissance fournie par le générateur en fonction du rapport cyclique pour pouvoir ensuite chercher sa valeur optimale annulant la dérivée de la puissance.

La puissance électrique P_g du générateur est donnée par :

$$P_g = 3R_g \frac{E_g^2}{(R_s + R_g)^2 + X_s^2} \quad (4-141)$$

En remplaçant R_g et E_g par leurs expressions, les formules suivantes peuvent être abouties:

$$P_g = \frac{\pi}{6} (1 - \alpha)^2 R_L \frac{(k\psi_{eff}\Omega)^2}{\left[\frac{\pi}{18} (1 - \alpha)^2 R_L + R_s\right]^2 + X_s^2} \quad (4-142)$$

$$V_{dc1} = \frac{P_g}{\frac{\pi}{\sqrt{6}} I_g} = \frac{\pi}{\sqrt{6}} (1 - \alpha)^2 R_L \frac{k\psi_{eff}\Omega}{\sqrt{\left[\frac{\pi}{18} (1 - \alpha)^2 R_L + R_s\right]^2 + X_s^2}} \quad (4-143)$$

$$V_{dc2} = \frac{V_{dc1}}{(1 - \alpha)} = \frac{\pi}{\sqrt{6}} (1 - \alpha) R_L \frac{k\psi_{eff}\Omega}{\sqrt{\left[\frac{\pi}{18} (1 - \alpha)^2 R_L + R_s\right]^2 + X_s^2}} \quad (4-144)$$

La recherche des conditions annulant la dérivée de la puissance P_g nous conduit aux résultats suivants:

$$1 - \alpha_{opt} = \frac{3}{\pi} \sqrt{\frac{2\sqrt{R_s^2 + X_s^2}}{R_L}} \quad (4-145)$$

$$P_{g-\max} = \frac{3(k\psi_{eff}\Omega)^2 \sqrt{R_s^2 + X_s^2}}{(\sqrt{R_s^2 + X_s^2} + R_s)^2 + X_s^2} \quad (4-146)$$

$$V_{dc1} = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} \frac{k\psi_{eff}\Omega \sqrt{R_s^2 + X_s^2}}{\sqrt{R_s^2 + X_s^2} + R_s \sqrt{R_s^2 + X_s^2}} \quad (4-147)$$

$$V_{dc2} = \sqrt{\frac{3R_L}{2\sqrt{R_s^2 + X_s^2}}} \frac{k\psi_{eff}\Omega \sqrt{R_s^2 + X_s^2}}{\sqrt{R_s^2 + X_s^2} + R_s \sqrt{R_s^2 + X_s^2}} \quad (4-148)$$

4.5.9.1.2 Résultats de l'étude analytique

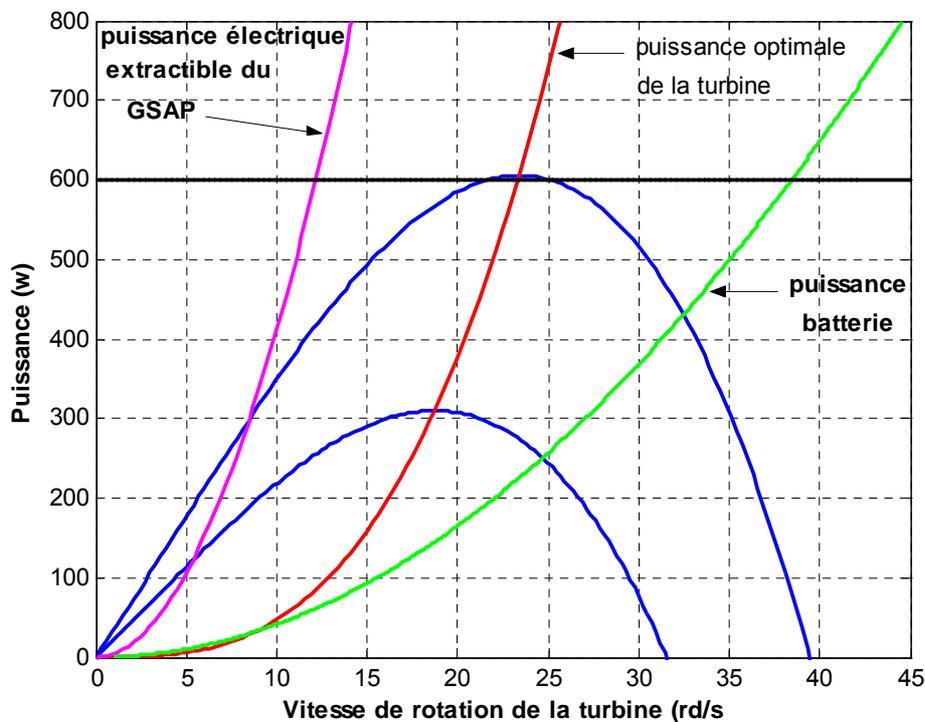


Figure 4-90 : Puissances en fonction de la vitesse de rotation

La figure 4-90 montre que la courbe de charge du générateur synchrone à aimants permanents exprimée par la puissance électrique maximale extractible se trouve au dessus de la puissance éolienne optimale ; chose qui reflète la conformité d'utiliser ce générateur avec la chaîne éolienne sans aucun problème sur les stratégies de maximisation de puissances. Pour les vitesses de rotation élevées et pratiquement non jamais atteintes, on constate l'éloignement important de puissance électrique de la batterie; ce-ci est très raisonnable parce que au-delà de la vitesse de rotation nominale, la vitesse spécifique de la turbine (λ) a tendance de

s'augmenter et se trouver ainsi dans la partie droite de la courbe $C_p(\lambda)$, ce qui diminue d'avantage les valeurs du coefficient de puissance et l'ensemble de puissances disponibles sur les différentes tranches de la chaîne éolienne.

4.5.9.2 Modélisation et contrôle de la chaîne GSAP-Pont de diodes-Hacheur survolteur

La stratégie de commande proposée pour cette structure est basée sur le contrôle du courant I_{dc1} en amont du hacheur survolteur.

Les équations électriques obtenues sur une période de commutation peuvent s'écrire en termes de valeurs moyennes comme suit:

$$V_{dc2} = \frac{1}{1-\alpha} V_{dc1} \quad (4-149)$$

$$I_{dc2} = (1-\alpha) I_{dc1} \quad (4-150)$$

$$U_{dc1} = U_0 + U_L \quad (4-151)$$

On considère que la tension U_{bat} aux bornes de la batterie est égale à la tension E_{bat} .

Alors :

$$V_{dc2} \approx E_{bat} = \frac{1}{1-\alpha} V_{dc1} \quad (4-152)$$

La tension aux bornes de l'inductance est donnée par:

$$U_L = L \cdot \frac{dI_{dc1}}{dt} \quad (4-153)$$

La transformée de Laplace du courant traversant l'inductance de lissage est alors égal à :

$$I_{dc1} = \frac{1}{L.P} U_L \quad (4-154)$$

P: Opérateur de Laplace

Le schéma du processus peut être construit comme illustré sur la figure 4-91

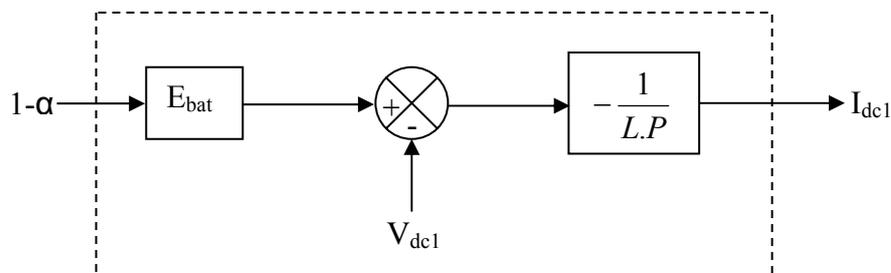


Figure 4-91 : Schéma du processus de régulation

Le schéma global des boucles de régulation est représenté sur la figure 4-92 dans lequel la tension V_{dc1} vue comme une grandeur perturbatrice de boucle, est compensée à la sortie du régulateur. Le calcul du régulateur PI est identique à celui du hacheur dévolteur.

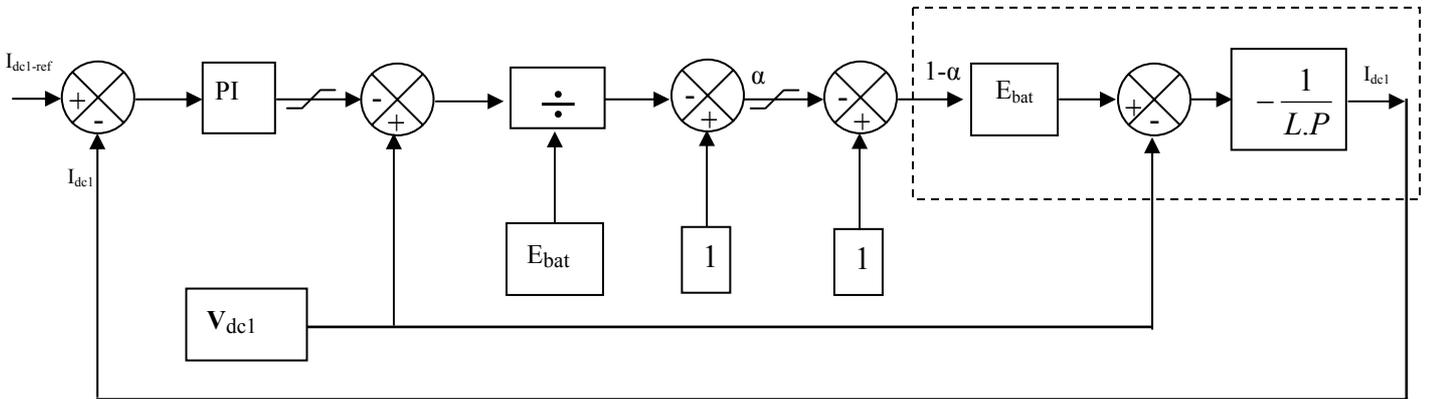


Figure 4-92 : Schéma global des boucles de régulation

Il est possible de simplifier le schéma de la figure 4-92 en éliminant les termes de compensation et de perturbation, le schéma réduit est représenté sur la figure 4-93.

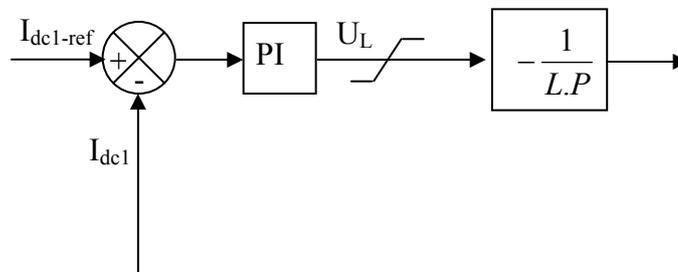


Figure 4-93 : Schéma simplifié des boucles de régulation

4.5.9.2.1 Détermination du courant de référence

4.5.9.2.1.1 Avec capteur de vitesse

Le courant I_{dc1} à réguler dépend de la puissance P_{dc1} qui est choisie comme variable de référence et la tension mesurable V_{dc1} en aval du pont de diodes.

A partir des équations (4-44) et (4-53) donnant les expressions de la tension en aval du pont de diodes et la puissance optimale en fonction de la vitesse de rotation de la turbine, il est possible d'exprimer le courant de référence $I_{dc1-ref}$ selon la relation (4-155) :

$$I_{dc1-ref}(\Omega) = \frac{P_{opt}}{V_{dc1}} = \frac{\frac{C_p^{\max}}{\lambda_{opt}} \cdot \rho \cdot R^4 \cdot H \cdot \Omega^3}{\frac{3 \cdot \sqrt{6}}{\pi} \cdot \psi_{eff} \cdot P \cdot \Omega} \quad (4-155)$$

$$I_{dc1-ref}(\Omega) = \frac{\pi \cdot C_p^{\max} \cdot \rho \cdot R^4 \cdot H}{3 \cdot \sqrt{6} \cdot \lambda_{opt} \cdot \psi_{eff} \cdot P} \cdot \Omega^2 = \delta \cdot \Omega^2 \quad (4-156)$$

Où δ est un constant définit par :

$$\delta = \frac{\pi \cdot C_p^{\max} \cdot \rho \cdot R^4 \cdot H}{3 \cdot \sqrt{6} \cdot \lambda_{opt} \cdot \psi_{eff} \cdot P} \quad (4-157)$$

4.5.9.2.1.1 Limites de fonctionnement

A partir de l'équation (4-152), on déduit la valeur minimale de la tension V_{dc1} en aval du pont de diodes, nécessaire pour un bon fonctionnement du système éolienne ayant comme charge une batterie de tension bien déterminée.

$$V_{dc1}^{\min} = (1 - \alpha_{\max}) \cdot U_{bat} \quad (4-158)$$

En utilisant les équations (4-52), (4-89), et (4-158) on aura :

$$V_{dc1}^{\min} = (1 - \alpha_{\max}) \cdot U_{bat} = \frac{3 \cdot \sqrt{3}}{\pi} \cdot p \cdot \psi_{\max} \cdot \frac{\lambda_{opt}}{R} \cdot V_v^{\min} \quad (4-159)$$

La valeur minimale de la vitesse de vent est donc :

$$V_v^{\min} = \frac{(1 - \alpha_{\max}) \cdot U_{bat} \cdot \pi \cdot R}{3 \cdot \sqrt{6} \cdot p \cdot \psi_{eff} \cdot \lambda_{opt}} \quad (4-160)$$

Admettant que la valeur maximale du rapport cyclique α_{\max} égal à 0.99, il est possible de trouver la vitesse minimale de vent assurant le bon fonctionnement de la chaîne éolienne.

Pour une tension de batterie égale à 300v, on trouve $V_v^{\min} \approx 0.32 \frac{m}{s}$, vitesse qui est disponible

et ne pose aucun problème. Pour la limite inférieure du rapport cyclique α_{\min} qui est supposé égale à 0.01, aucun problème n'est posé car les valeurs de vent obtenues sont très grandes.

4.5.9.2.1.1.2 Résultats de simulation

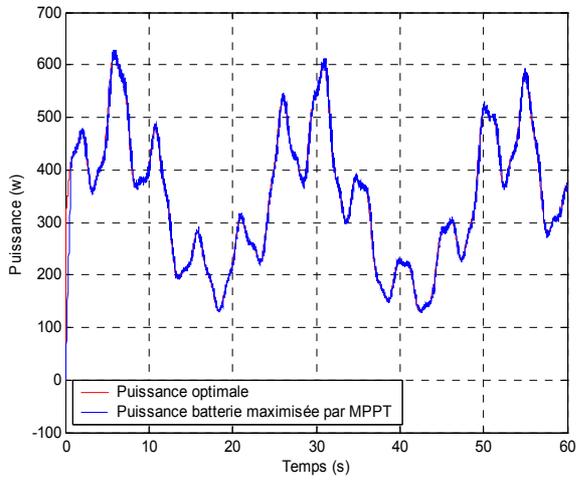


Figure 4-94 : Puissances, optimale et maximisée
Régulateur de vitesse avec anticipation
Tension batterie 300v

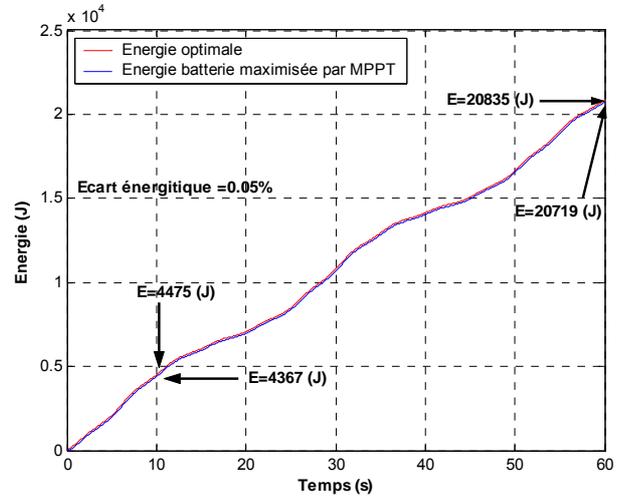


Figure 4-95 : Puissances, optimale et maximisée
Régulateur de vitesse avec anticipation
Tension batterie 300v

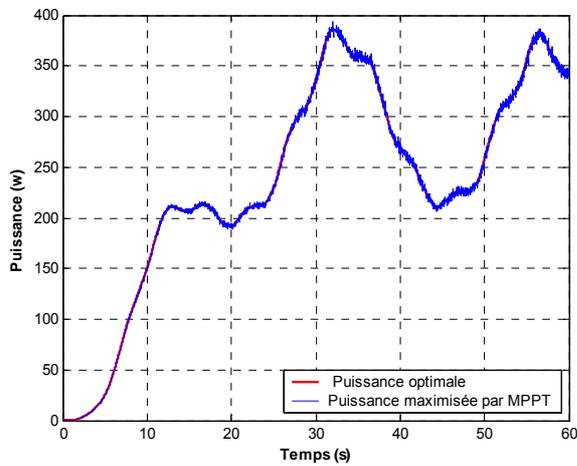


Figure 4-96 : Puissances, optimale et maximisée
Commande en couple sans asservissement de vitesse
Tension batterie 300v

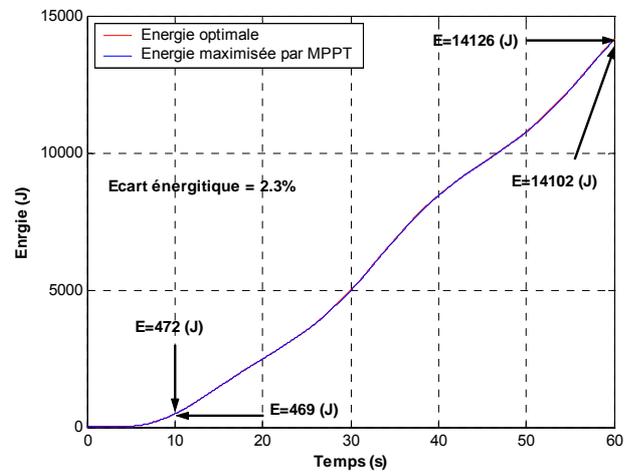


Figure 4-97 : Bilan énergétique optimal et maximisé
Commande en couple sans asservissement de vitesse
Tension batterie:300v

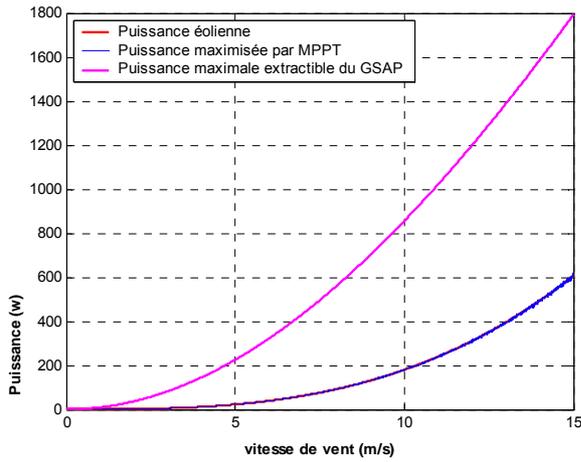


Figure 4-98 : Puissances en fonction de la vitesse de vent
Régulateur de vitesse avec anticipation
Tension batterie 300v

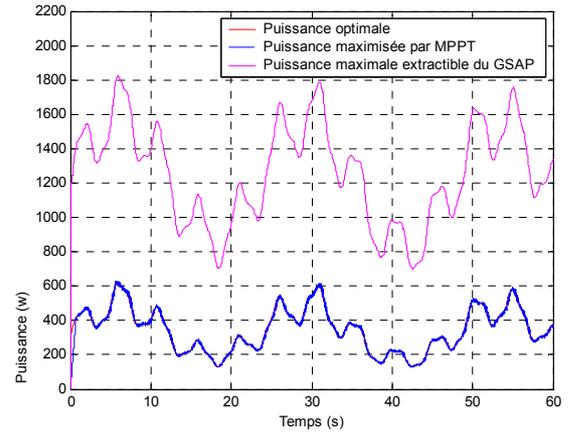


Figure 4-99 : Puissances, maximisée par MPPT
et extractible du GSAP
Régulateur de vitesse avec anticipation
Tension batterie 300v

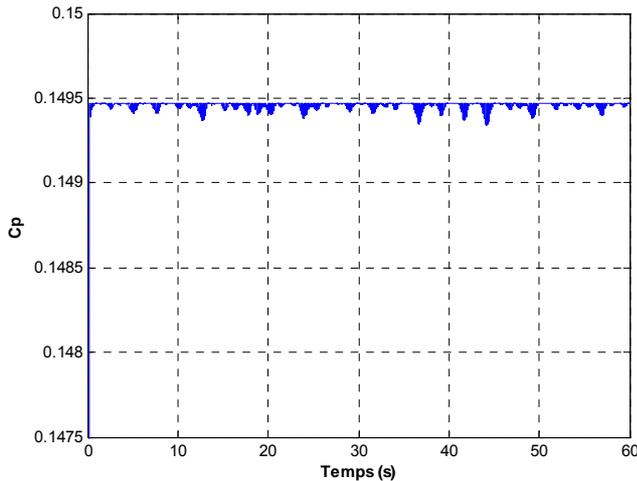


Figure 4-100 : Coefficient de puissance

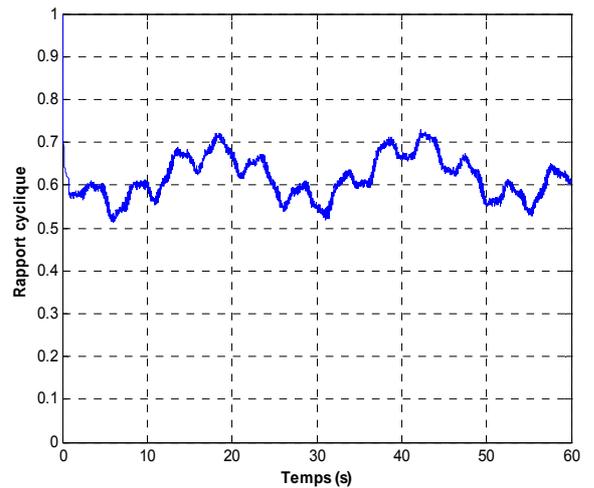


Figure 4-101 : Rapport cyclique

On constate l'efficacité quasiment parfaite de la stratégie de contrôle dont témoigne la faible différence entre l'énergie optimale théorique et l'énergie réellement prélevée de l'éolienne, soit 0.05%.

4.5.9.2.1.2 Sans capteur de vitesse

Cette stratégie de contrôle dépourvue de dispositifs de mesure mécaniques est basée sur le pilotage indirect du courant I_{dc1} traversant l'inductance de lissage en amont du hacheur survolteur. Cette stratégie sert à simplifier la structure de la chaîne éolienne et minimiser le coût du système sans réduire l'efficacité énergétique.

4.5.9.2.1.2.1 Algorithme de maximisation de puissance côté DC

Comme nous l'avons vu dans la structure du hacheur dévolteur simple, la chaîne de conversion peut être simplifiée si l'on considère que l'image de la vitesse de rotation est donnée par les forces électromotrices de la génératrice, ces dernières étant liées à la valeur de la tension de sortie du pont de diode. Le capteur mécanique de vitesse peut être supprimé et remplacé par la mesure de la tension du bus continu V_{dc1} . Celle-ci peut être assimilée à l'image de la vitesse de rotation comme le démontre l'équation (4-161).

$$V_{dc1}(\Omega) = \frac{3}{\pi} \cdot E_{ab}^{\max} = \frac{3 \cdot \sqrt{6}}{\pi} \cdot \psi_{eff} \cdot P \cdot \Omega = \mu \cdot \Omega \quad (4-161)$$

μ est un constant définit par :

$$\mu = \frac{3 \cdot \sqrt{6}}{\pi} \cdot \psi_{eff} \cdot P \quad (4-162)$$

La vitesse de rotation peut être donc s'exprimée en fonction de la tension V_{dc1} .

$$\Omega = \frac{1}{\mu} \cdot V_{dc1} \quad (4-163)$$

En substituant la vitesse de rotation de l'équation (4-161), il sera possible d'exprimer le courant de référence $I_{dc1-ref}$ en fonction de la tension V_{dc1} .

$$I_{dc1-ref}(\Omega) = \delta \cdot \Omega^2 = \delta \left(\frac{V_{dc1}}{\mu} \right)^2 = \beta \cdot V_{dc1}^2 \quad (4-164)$$

Où β est un constant définit par :

$$\beta = \frac{\delta}{\mu^2} \quad (4-165)$$

$$\beta = \pi \cdot C_p^{\max} \cdot \rho \cdot R^4 \cdot H \cdot \left(\frac{\pi}{3 \cdot \sqrt{6} \cdot \lambda_{opt} \cdot \psi_{eff} \cdot P} \right)^3 \quad (4-166)$$

4.5.9.2.1.2.2 Résultats de simulation

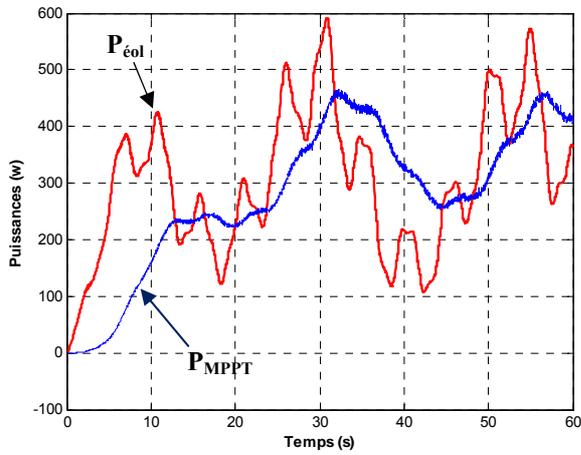


Figure 4-102 : Puissances, éolienne et maximisée par MPPT
Sans capteur de vitesse
Tension batterie 300v

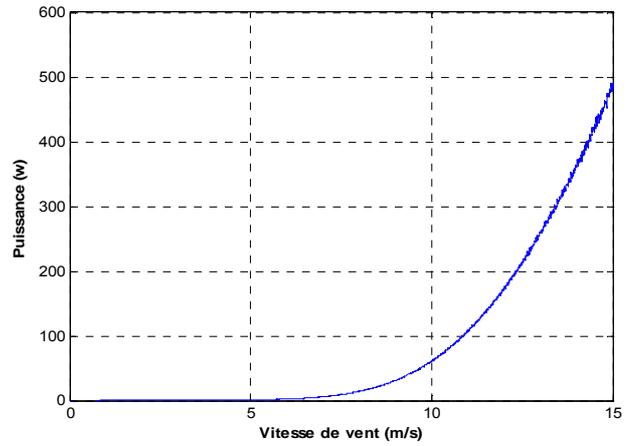


Figure 4-103 : Puissance maximisée par MPPT en fonction de la vitesse de vent
Tension batterie 300v

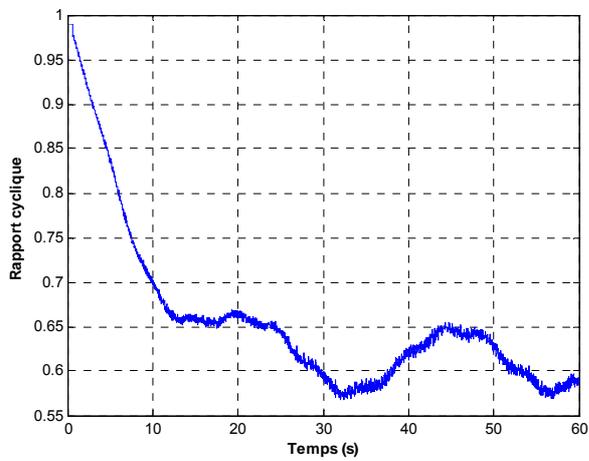


Figure 4-104 : Rapport cyclique

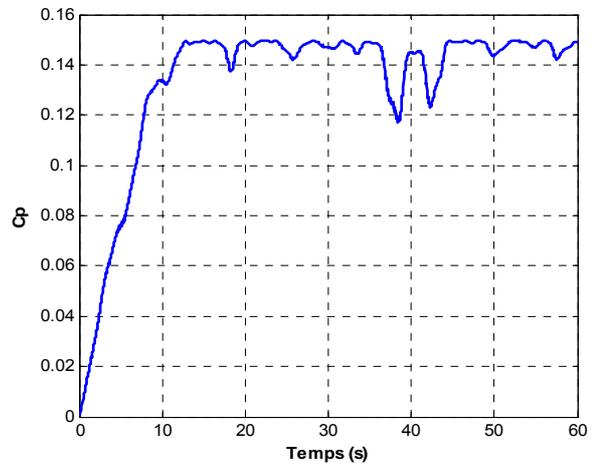


Figure 4-105 : Coefficient de puissance

4.5.9.3 Synthèse comparative des stratégies de contrôle du hacheur survolteur

Les courbes comparatives des stratégies de contrôle de la chaîne éolienne associée à pont de diodes et hacheur survolteur sont illustrées sur les figures (4-106), (4-107), et (4-108).

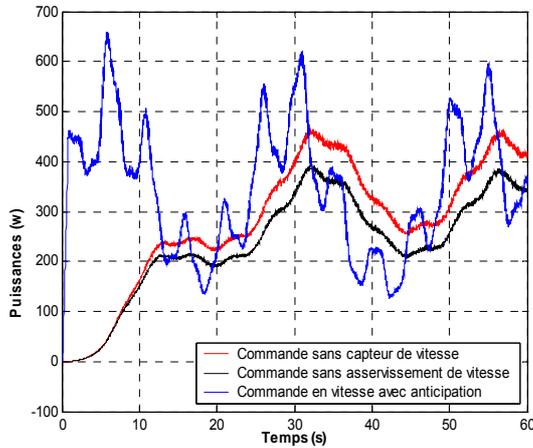


Figure 4-106 : Puissances maximisées par MPPT pour différentes stratégies de contrôle
Tension batterie 300v

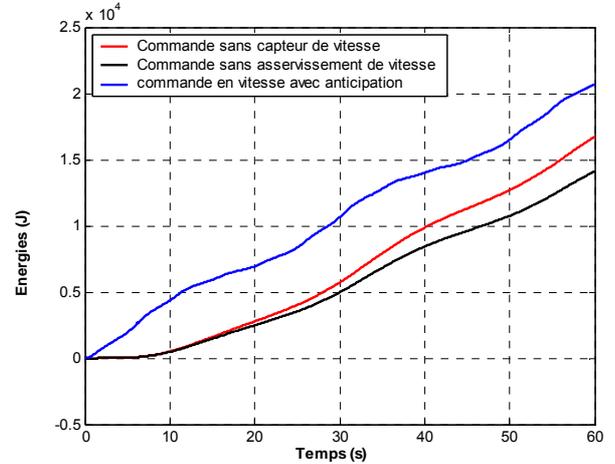


Figure 4-107 : Energies abouties pour différentes stratégies de contrôle
Tension batterie 300v

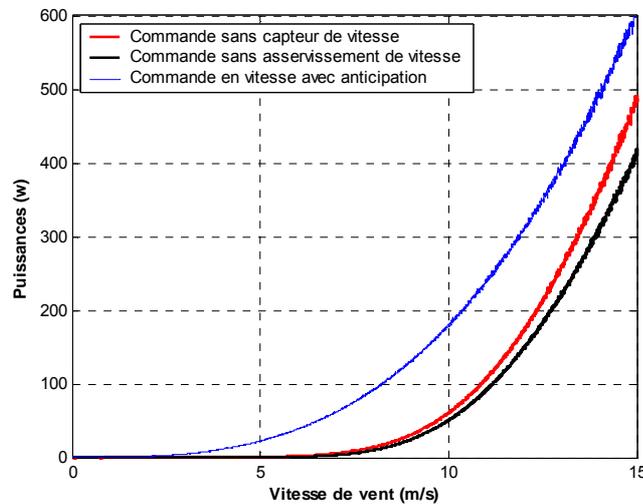


Figure 4-108 : Puissances maximisée par MPPT en fonction de la vitesse de vent pour différentes stratégies de contrôle
Tension batterie 300v

4.5.9.4 Conclusion

L'asservissement de vitesse avec anticipation nous offre une efficacité quasiment parfaite dont témoigne le faible écart énergétique par rapport aux énergies: optimale théorique, et réellement prélevée à l'éolienne. L'énergie importante (20719 J) prélevée sur la batterie utilisée (300v) pour la même période de temps justifie l'effet réduit des pertes à cause des

faibles courants de charge. Cependant, les puissances offertes par les deux autres stratégies de contrôle sans asservissement, et sans capteur de vitesse sont apparues dégrader devant la puissance éolienne, malgré que l'écart énergétique est très acceptable notamment dans le cas de contrôle en couple sans asservissement de vitesse.

4.5.10 Synthèse comparative des structures étudiées:

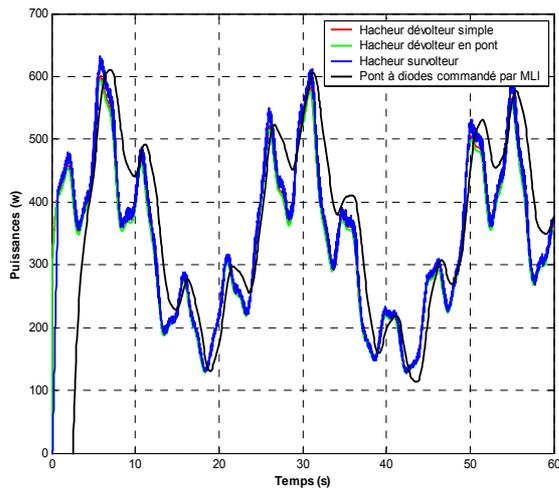


Figure 4-109 : Puissances maximisées par MPPT pour différentes structures étudiées
Régime dynamique

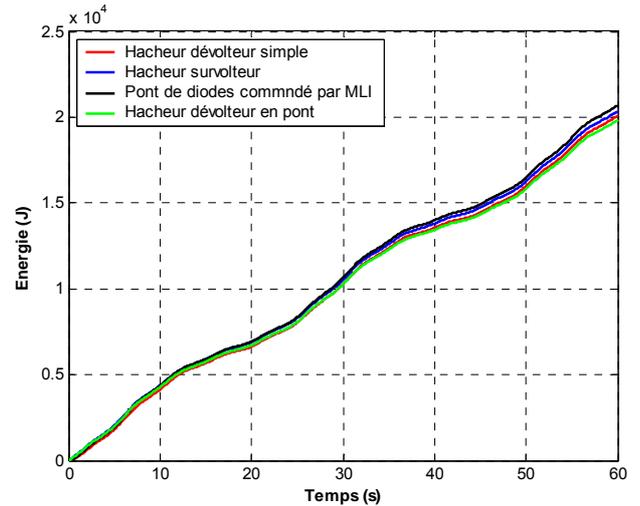


Figure 4-110 : Bilan énergétique des différentes structures étudiées

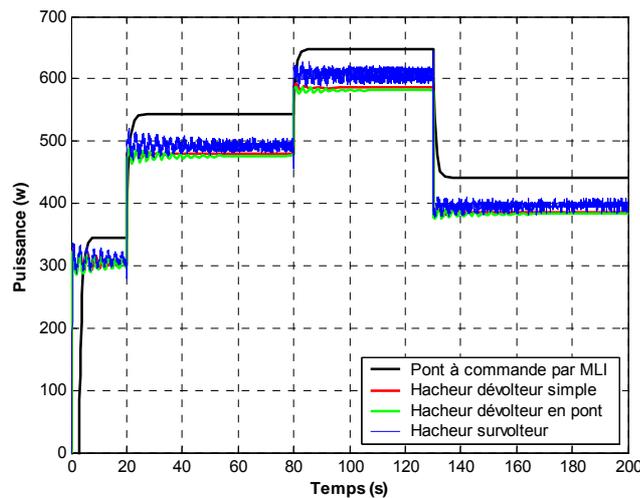


Figure 4-111 : Puissances maximisées par MPPT pour différentes structures étudiées
Régime quasi statique

Les courbes comparatives des figures 4-109, et 4-110 représentent respectivement, les puissances et énergies des quatre structures de conversion statique étudiées permettant le pilotage du générateur synchrone à aimants permanents en régime dynamique. Les stratégies de maximisation de puissance utilisées sont celles à contrôle en vitesse avec anticipation.

Il est clair que le système éolien basé sur le redresseur MLI présente le bilan énergétique le plus important, Le comportement de cette structure est apparue rentable du coté puissance qui suive opportunément les variations de la vitesse de vent et notamment en régime quasi-statique.

La structure qui vient en deuxième lieu vis-à-vis la puissance aboutie est celle basée sur le hacheur survolteur, les variations du courant de charge de la batterie influent d'une manière remarquable sur la forme de cette puissance et notamment lors de variations brusques de vent que se soit en régime dynamique ou quasi-statique.

Il est à noter que ces deux structures élévatrices nécessitent l'insertion d'un abaisseur de tension en aval du bus continu pour obtenir la compatibilité requise avec des batteries à usages domestiques ; chose qui complique de plus les chaines de conversion éoliennes et les rend onéreuses surtout celles à faibles puissances.

Par contre, pour ce profil du vent, l'utilisation du circuit basé sur le hacheur asymétrique est moins performante que pour le hacheur à un seul bras. Ceci est dû au fait que le nombre d'interrupteurs qui commutent est double dans le cas de la structure asymétrique ce qui, pour une fréquence de commutation identique augmente les pertes. Il est envisageable de diminuer de moitié la fréquence de commutation des interrupteurs du convertisseur en pont pour un résultat de fonctionnement aussi fiable (fréquence apparente est double) mais à pertes en commutation moins élevées.

Pour tous les circuits étudiés, nous avons démontré que la recherche du point optimal de puissance du côté de la puissance éolienne (mécanique) est très fiable et comparable (indice de l'écart énergétique très proche) alors que du côté électrique il y a une disparité remarquable. On peut alors en conclure que les pertes dans la chaîne de conversion jouent un rôle très important et doivent être impérativement prises en compte. Le Tableau (4-1) donne des appréciations qualitatives qui comparent les diverses approches développées dans ce chapitre.

Structures		Critères	Dimensionnement		Coût de convertisseur statique	Capteurs	Simplicité de contrôle	Efficacité énergétique	Maintenance
			Générateur	Batterie					
Hacheur dévolteur simple	Hacheur dévolteur simple Commande en couple sans asservissement de vitesse					↑	↓↓↓	↑↑	
	Hacheur dévolteur simple Commande en vitesse	↓↓↓	↓↓↓	↓↓↓		↑	↑	↑↑↑↑	↓↓↓
	Hacheur dévolteur simple Commande sans capteur de vitesse					↓↓↓	↓↓↓	↑↑	
Hacheur dévolteur asymétrique	Hacheur dévolteur asymétrique Commande en couple sans asservissement de vitesse					↑	↓↓↓	↑	
	Hacheur dévolteur asymétrique Commande en vitesse	↓↓↓	↓↓↓	↓		↑	↑	↑↑	↓↓↓
	Hacheur dévolteur asymétrique Commande sans capteur de vitesse					↓↓↓	↓↓↓	↑	
Hacheur survolteur	Hacheur survolteur Commande en couple sans asservissement de vitesse					↑	↓↓↓	↑↑	
	Hacheur survolteur Commande en vitesse	↓↓↓	↑	↓↓↓		↑	↑	↑↑↑↑	↓↓↓
	Hacheur survolteur Commande sans capteur de vitesse					↓↓↓	↓↓↓	↑↑	
Redresseur MLI	MLI Commande en couple		↑	↑		↑	↑	↑↑↑↑	
	MLI Commande en vitesse	↓↓↓				↑	↑↑	↑↑↑↑	↓↓↓

Tableau 4-1 : Synthèse comparative des différentes structures étudiées

CONCLUSION GENERALE

Conclusion générale

L'objectif de ce travail est de faire une comparaison technico-économique des différentes structures de l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents dédiées aux systèmes de conversion d'énergie éolienne à faible puissance, et destinées principalement pour les sites isolés en tenant compte des hypothèses simplificatrices de la turbine éolienne et la génératrice.

Dans le but de comprendre le fonctionnement de la turbine éolienne et concevoir le principe de régulation mécanique de la vitesse de rotation, une étude aérodynamique a été faite. Un état de l'art a été présenté des différentes configurations électriques utilisées dans le domaine de l'énergie éolienne. Parmi les topologies citées, le choix a été porté sur l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents à vitesses variables raccordé directement à la turbine.

Une modélisation de la turbine éolienne et du système d'orientation des pales conçu pour limiter la puissance aérodynamique recueillie pour des vitesses élevées de vent a été détaillée en tenant compte des hypothèses simplificatrices; de même que la description des correcteurs permettant le réglage de l'angle d'orientation pour obtenir un fonctionnement à puissance électrique constante. De là, le comportement de la turbine peut donc être observé à travers un modèle de simulation pour différentes conditions de fonctionnement de charge et de vent. Les résultats de simulation ont montré l'efficacité de la stratégie de limitation de la puissance recueillie par la turbine éolienne.

Le modèle de la GSAP a été validé par les résultats de simulation à vide, avec charge séparée, ou encore connectée à une source de tension.

Dans le dernier chapitre, nous avons étudié quelques structures dédiées aux systèmes de conversion d'énergie éolienne à faible puissance. En vue de comparer leurs comportements énergétiques, on a utilisé des stratégies différentes de gestion permettant d'extraire le maximum de puissance possible de la turbine éolienne et d'alimenter d'une façon optimisée une charge de type batterie. Les algorithmes de maximisation de puissances MPPT utilisés pour chaque structure ont pour rôle la recherche automatique du point optimal de puissance. En vue de comprendre les contraintes techniques de la chaîne éolienne passive, c.-à-d. sans électronique de puissance, nous avons associé l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents avec un pont de diodes débitant directement sur une charge de type batterie. La courbe de charge obtenue de cette structure montre bien la nécessité d'une adaptation naturelle

de l'impédance pour mieux exploiter cette structure. L'efficacité énergétique est donc définie par les caractéristiques des éléments constitutifs du système (Turbine, Génératrice, Pont de Diodes, bus batterie). Ceci occasionne un « coût de conception » supplémentaire lié à la nécessité d'un « dimensionnement dédié » de tous les éléments (en particulier de la génératrice).

Pour remédier aux contraintes précédentes de la chaîne éolienne passive, et apporter des solutions technico-économiques dans le domaine de conversion d'énergie, des chaînes éoliennes actives ont été adoptées. Le redresseur à pont de diodes a été utilisé en association avec un simple hacheur abaisseur de tension simple, puis avec un hacheur abaisseur de tension en pont à commande différentielle, et en fin avec un hacheur survolteur de tension. Les différentes stratégies de contrôle utilisées permettant l'optimisation de la gestion énergétique nous ont permis d'évaluer chaque structure et de déduire les différences essentielles entre elles. Les bilans énergétiques les plus performants sont ceux obtenus en utilisant un dispositif de maximisation de puissance avec asservissement de vitesse, ce qui nécessite l'utilisation d'un capteur de vitesse. En vue de simplifier de plus le contrôle de ces structures, un concept de MPPT dépourvu de capteur de vitesse a été conçu et appliqué en utilisant uniquement des mesures électriques directes.

La structure la plus complète et a priori la plus coûteuse, est le redresseur MLI triphasé à six interrupteurs. Grâce à sa nature complètement réversible, elle permet le pilotage direct du générateur par le contrôle direct en couple ou en vitesse.

Le choix de la structure de conversion pour une éolienne doit aussi prendre en compte le gisement éolien, à cet effet, plusieurs limitations, qui peuvent intervenir, ont été mises en évidence.

Il est à noter que les deux structures élévatrices basées sur le redresseur à commande par MLI et hacheur survolteur nécessitent l'insertion de convertisseur abaisseur de tension pour plus de sécurité notamment pour les utilisations domestiques. Ceci augmente davantage le coût de la chaîne éolienne.

Les résultats de simulation des différentes structures nous montrent l'influence majeure des pertes par conduction et commutation des composants électroniques sur le comportement énergétique global de la chaîne éolienne. Ces pertes sont insérées dans les blocs de simulation après une modélisation analytique présentée comme une annexe à la fin de cette thèse.

Il s'avère alors que la structure la plus simple et la moins coûteuse est celle basée sur le hacheur dévolteur simple qui peut très bien rivaliser avec des systèmes plus complexes en terme de structure et d'instrumentation.

Sur le plan économique, il est intéressant de signaler que les coûts d'une installation éolienne sont liés à deux aspects essentiels : l'investissement et l'exploitation. Le premier aspect comprend l'étude du projet du point de vue du site (aspects météorologiques) et du matériel (choix de structure), les coûts d'aménagement du site, l'achat ou la réalisation de l'aérogénérateur (turbine, génératrice, circuit de conversion statique, circuit de commande avec les capteurs nécessaires, éléments de stockage, éléments de raccordement si nécessaire). La seconde partie est liée à l'exploitation qui se résulte de l'efficacité énergétique mais aussi des coûts dus à la maintenance et à l'entretien de système.

Suite aux travaux réalisés, on peut proposer quelques perspectives qui peuvent améliorer les performances d'une chaîne de conversion éolienne :

- Développement des stratégies de contrôle et des algorithmes de maximisation de puissances de la turbine éolienne sans connaissance des courbes de conception.
- Adaptation des modèles et stratégies de contrôle, développés sur des aérogénérateurs de puissances plus importantes.
- Concevoir et développer des chaînes éoliennes passives par un dimensionnement adéquat des composants, en vue de les intégrer dans le domaine de production décentralisée.
- Réalisation sur site des stratégies de contrôle proposées pour une éventuelle utilisation domestique.

BIBLIOGRAPHIE

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] **M. Rapin, J.M. Noel** «Energies éoliennes, Principes et étude de cas», 1^{ère} Edition Dunod, Paris, 2010, ISBN 978-2-10-055060-9
- [2] **Mohammad S. Widyan**, «Design, Optimization, Construction and Test of Rare-Earth Permanent-Magnet Electrical Machines with New Topology for Wind Energy Applications», Thèse de doctorat ,Université de Berlin 2006, D83
- [3] **H. Li, Z. Chen**, «Overview of different wind generator systems and their comparisons » *IET Renewable Power Generation*. 2008, Vol. 2, No. 2, pp. 123–138. www.ietdl.org
- [4] **A. B. Raj, E. G. Fernandes, K. Chatterjee**, « A UPF Power Conditioner with Maximum Power Point Tracker for Grid Connected Variable Speed Wind Energy Conversion System », 0-7803-7754-0/2003 IEEE
- [5] *Observatoire des énergies renouvelables –Quinzième inventaire, Edition 2013 - EurObserv'ER* <http://www.energies-renouvelables.org>
- [6] *12th World Wind Energy Conference and Renewable Energy Exhibition, International Convention Center of Havana, Cuba 3-5 June 2013.* <http://www.wwec2013.net>
- [7] **M.Adem**, « Etude comparative de chaînes de conversion d'énergie dédiées à une éolienne de petite puissance ». thèse de doctorat de l'institut national polytechnique de Toulouse. Avril 2005.
- [8] **Dr. Gary L. Johnson**, « Wind Energy Systems », Chapter 1-Wind Turbine Power, Nov, 2001
- [9] **Prof. Dr. Manfred Stiebler**, «Wind Energy Systems for Electric Power Generation» Springer Series in Green Energy and Technology ISSN 1865-3529- 2008, Springer-Verlag Berlin Heidelberg
- [10] « Perspectives d'offre d'énergie », *Techniques de l'Ingénieur*, BE 8 515 -2005, www.windpower.org
- [11] **Rajveer Mittal, K.S.Sandu and D.K.Jain**, «Battery Energy Storage System for Variable Speed Driven PMSG for Wind Energy Conversion System», *International Journal of Innovation, Management and Technology* , Vol. 1, No. 3, August 2010, ISSN: 2010-0248
- [12] **P. Leconte, M. Rapin, E. Szechenyi**, « Éoliennes », *Techniques de l'Ingénieur*, BM 4 640.

- [13] **L. Leclercq**, « Apport de stockage inertiel associé à des éoliennes dans un réseau électrique en vue d'assurer des services systèmes », thèse de doctorat de l'université de Lille, n° d'ordre : 3563, UFRR IEEEA Décembre 2004.
- [14] **Guy Cuntz**, « Eoliennes et aérogénérateurs, guide de l'énergie éolienne », Edissud, Aix-en-Provence, 2001, www.edisud.com
- [15] **S. El Aimani**, « Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension », thèse de doctorat de l'école centrale de Lille (ECL).
- [16] **H. Camblong**, « Minimisation de l'impact des perturbations d'origine éolienne dans la génération d'électricité par des aérogénérateurs à vitesse variable », thèse de doctorat de l'Ecole Nationale des Arts et Métiers de Bordeaux, Décembre 2003.
- [17] **J. Marques, H. Pinheiro, H. A. Gründling, J. R. Pinheiro and H. L. Hey**, « A survey on variable-speed wind turbine system », Federal University of Santa Maria – UFSM. Group of Power Electronics and Control – EPOC. 97015-900, Santa Maria, RS, Brazil.
- [18] **Y. Chen, P. Pillay, A. Khan**, « PM Wind Generator Topologies », IEEE Transaction on industry application, vol. 41, No. 6, Novembre/Décembre 2005.
- [19] **F. Sahin**, « Design and development of a high-speed axial-flux permanent magnet machine », thèse de doctorat de l'Université d'Eindhoven, 2001.
- [20] « Convertisseurs et machines électriques » Techniques de l'Ingénieur, D 3 960
- [21] **F. Poitiers**, « Etude et Commande de génératrices asynchrones pour l'utilisation de l'énergie éolienne : - Machine asynchrone à cage autonome – Machine asynchrone à double alimentation reliée au réseau », Thèse de doctorat, 19 Décembre 2003, Ecole polytechnique de l'université de Nantes, n°. ED 0366-125.
- [22] **M. Chinchilla, S. Arnaltes, J. Carlos Burgos**, « Control of Permanent-Magnet Generators Applied to Variable-Speed Wind-Energy Systems Connected to the Grid », IEEE Transaction on energy conversion vol 21, n°, 1, Mars 2006.
- [23] **M. Poloujadof**, « Machines asynchrones, Régime permanent », Techniques de l'Ingénieur, D3480.
- [24] **L.H. Hansen, P.H. Madsen, F. Blaabjerg, H.C. Christensen, U. Lindhard, K. Eskilsen**, « Generators and power electronics technology for wind turbines », IECON'01 : The 27th annual conference of the IEEE industrial electronic society. 0-7803-7108-9/01/2001 IEEE
- [25] **Gabriel-Octavian Cimuca**, « Système inertiel de stockage d'énergie associé à des générateur éoliens », Thèse doctorat de l'école nationale supérieure d'arts et métiers, centre de Lille, France, N°ordre: 2005-27

- [26] **S. El Aimani**, « *Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension* », thèse de doctorat de l'école centrale de Lille (ECL), 2005.
- [27] **S.R.Guda**, « *Modeling and power management of a hybrid wind-microturbine power generation* ». thèse de master de l'université de Bozeman, Monata. Juillet 2005
- [28] **R. Esmaili, L. Xu**, « *Sensorless Control of Permanent Magnet Generator in Wind Turbine Application* », 1-4244-0365-0/06/2006 IEEE
- [29] **B. Singh, B.P. Singh, S. Dwivedi**, « *A State of Art on Different Configurations of Permanent Magnet Brushless Machines* », IE(I) Journal–EL, Vol 87, June 2006
- [30] **R. Abdessemed, M. Kadjoudj**, « *Modélisation des Machines Electriques* », Presses de l'Université de Batna 1997.
- [31] **B. N. Mobarkah**, « *Commande vectorielle sans capteur mécanique des machines synchrones à aimants : Méthodes, Convergence, Robustesse, Identification 'en ligne' des paramètres* », thèse de doctorat de l'Université de Téhéran, Iran. Décembre 2001
- [32] **T. Nakamura, S. Morimoto, M. Sanada, Y. Takeda**, « *Optimum Control of IPMSG for Wind Generation System* », 0-7803-7156-9/2002 IEEE.
- [33] **R. Bharanikumar, A.N. Kumar**, « *Analysis of Wind Turbine Driven PM Generator with Power Converters* », *International Journal of Computer and Electrical Engineering*, Vol. 2, No. 4, 1793-8163, August, 2010
- [34] **S. B. OZTURK**, « *Modeling, Simulation and Analysis of low-cost direct torque of PMSM using hall-effect sensors* », Master's thesis, Texas A&M University, December 2005
- [35] **M. Yin, G. Li, M. Zhou, C. Zhao**, « *Modeling of the Wind Turbine with a Permanent Magnet Synchronous Generator for Integration* » 1-4244-1298-6/07/2007 IEEE.
- [36] **A.M De Broe, S. Drouilhet, V. Gevorgian**, « *A peak power tracker for small wind turbines in battery charging applications* », *IEEE Trans. On Energy Conversion*, Vol. 14, No. 4, pp. 1630-1635, December 1999.
- [37] **O. Gergaud**, « *Modélisation énergétique et optimisation économique d'un système de production éolien et photovoltaïque couplé au réseau et associé à un accumulateur* », Thèse de doctorat de l'école normale supérieure de Cachan, 2002.
- [38] **E. J. R Sambatra**, « *Contribution à la modélisation comportementale d'une chaîne de conversion de l'énergie à source éolienne et à charge variable* », Thèse doctorat de l'Université du Havre, 2005.
- [39] **K.L. Shi, H. Li**, « *A novel control of small Wind Turbine Driven Generator based on*

Neural Networks», IEEE Trans. On Power Electronics, 2004.

- [40] **M. Lopez**, « *Contribution à l'optimisation d'un système de conversion éolien pour une unité de production isolée* », Thèse de doctorat, Ecole Doctorale « Sciences et Technologies de l'Information des Télécommunications et des Systèmes » Université Paris sud 2011,
- [41] **A. Abdelli**, « *Optimisation multicritère d'une chaîne éolienne passive* », Thèse de doctorat de l'institut national polytechnique de Toulouse, N° d'ordre : 2519, Année 2007
- [42] **D.-H. Tran**, « *Conception Optimale Intégrée d'une chaîne éolienne passive : Analyse de robustesse, validation expérimentale* », Thèse de doctorat de l'Institut National Polytechnique de Toulouse, septembre 2010
- [43] **G. Séguier, F. Labrique, H. Buyse, R. Bausiere**, « *Les convertisseurs de l'électronique de puissance* », volume 5, *Commande et Comportement dynamique, Techniques et documentations*, 1998
- [44] **D.Morales, J.C. Vannier**, « *Unit Sizing of Small Hybrid Renewable Energy Conversion Systems under Uncertainty* », *Proc. of the International Conference on Electric Machines, Poland, 2004*
- [45] **S. Vijayalakshmi, Saikumar.S, Saravanan.S,R.V.Sandip, V. Sridhar**, « *Modelling and control of a Wind Turbine using Permanent Magnet Synchronous Generator* », *International Journal of Engineering Science and Technology (IJEST)*, Vol. 3 No. 3 March 2011
- [46] **M.Yin, G. Li, M. Zhou, C. Zhao**, « *Modeling of the Wind Turbine with a Permanent Magnet Synchronous Generator for Integration* » 1-4244-1298-6/07/2007 IEEE.
- [47] **A. Cimpoeru**, « *Encoderless Vector Control of PMSG for Wind Turbine Applications* » Thèse de Master, 2010, Université d' Aalborg , Institut des Technologies d'Énergie.
- [48] **W. Kaewjinda, M. Konghirun**, « *Vector Control Drive of Permanent Magnet synchronous Motor Using Resolver Sensor* », *ECTI Transactions on Electrical Eng, Electronics, and Communications* vol.5, no.1 February 2007
- [49] **S. El Aïmani, B. François, B. Robyns**, « *Modélisation de générateurs éoliens à vitesse variable Connectés à un bus continu commun* » *Forum International sur les Energies Renouvelables, FIER 2002, T'etouan, Maroc, 8-10 mai 2002.*
- [50] **S. Achilles, M. Poller**, « *Direct Drive Synchronous Machine Models for Stability Assessment of Wind Farms* » *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol 17, No. 2, June 2002
- [51] **Jaan Kiusalaas**, « *Numerical Methods in Engineering with Matlab* »

presses de l'Université de Cambridge, New York-2005

- [52] **S. Belakehal, A. Bentounsi, M. Merzoug et H. Benalla**, «*Modélisation et commande d'une génératrice Synchrone à aimants permanents dédiée à la conversion de l'énergie éolienne*», *Revue des Energies Renouvelables Vol. 13 N°1 (2010) 149 - 161*
- [53] **N. T. Hai, S.Ho. Jang, H.G. Park, D.C. Lee** «*Sensorless Control of PM Synchronous Generators for Micro Wind Turbines*» *2nd IEEE International Conference on Power and Energy (PECon 08), December 1-3, 2008, Johor Baharu, Malaysia*
- [54] **C. Cárdenas¹, D. Gomez¹, J. Bécares¹, A. Morejón², L. Gorostiaga¹, E. Moya¹**, «*Control of a variable speed and permanent magnet wind turbine*», *International Conference on Renewable Energies and Power Quality (ICREPQ'10) Granada (Spain), 23th to 25th March, 2010*
- [55] **Md.E.Haque, M.Negnevitsky, K.M.Muttaqi**, «*A Novel Control Strategy for a Variable-Speed Wind Turbine With a Permanent-Magnet Synchronous Generator*», *IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 46, no. 1, January/February 2010*

ANNEXES

ANNEXE A

ANNEXE A1 : Calcul du régulateur PI pour le hacheur dévolteur

La fonction de transfert de la boucle ouverte du schéma bloc 4-25 est exprimée par :

$$G_O(P) = \left(K_P + \frac{K_I}{P}\right) \cdot \frac{1}{L_{ch} \cdot P} = \frac{K_I}{L_{CH}} \frac{P.T + 1}{P^2} \quad (\text{A1-1})$$

$$\text{Avec: } T_I = \frac{K_P}{K_I} \quad (\text{A1-2})$$

La phase est égale à :

$$\varphi(J\omega) = \arg(G_O(J\omega)) = \arg(T_I \omega) - \pi \quad (\text{A1-3})$$

La bande passante est définie par la fréquence f_{BP} où la pulsation ω_{BP} est liée par la relation :

$$\omega_{BP} = 2\pi f_{BP} \quad (\text{A1-4})$$

Elles doivent être choisies par rapport à la fréquence de découpage, aux besoins de L'utilisateur et en fonction des constantes de temps du circuit à réguler.

En se basant d'une part sur un critère de marge de phase tel que :

$$M\varphi = \text{atg}(T_I \cdot \omega_{BP}) = \text{atg}(T_I \cdot 2\pi \cdot f_{BP}) = \frac{\pi}{3} \quad (\text{A1-5})$$

Ce qui donne:

$$T_I = \frac{\text{tg}\left(\frac{\pi}{3}\right)}{2\pi \cdot f_{BP}} = \frac{\sqrt{3}}{2\pi \cdot f_{BP}} \quad (\text{A1-6})$$

D'autre part, un critère sur la marge de gain donne :

$$|G_O(J\omega)| = \frac{K_I}{L_{Ch}} \cdot \frac{\sqrt{1 + (T_I \cdot \omega_{BP})^2}}{\omega_{BP}^2} = 1 \quad (\text{A1-7})$$

Qui permet de calculer le facteur K_I du correcteur :

$$K_I = \frac{1}{2} \cdot L_{Ch} \cdot \omega_{BP}^2 \quad (\text{A1-8})$$

D'où la valeur du gain proportionnel k_p qui peut être aussi aisément calculée:

$$K_P = K_I T_I \quad (\text{A1-9})$$

ANNEXE A2: Calcul du régulateur PI pour le contrôle en vitesse du redresseur MLI

L'équation mécanique de l'aérogénérateur est de la forme :

$$C_{em}(t) - C_{mec}(t) = J \cdot \frac{d\Omega(t)}{dt} + f \cdot \Omega(t) \quad (\text{A2-1})$$

La fonction de transfert mécanique équivalente au processus est donnée par l'expression :

$$C_{em}(p) - C_{mec}(p) = J \cdot p \cdot \Omega + f \cdot \Omega \quad (\text{A2-2})$$

Une régulation PI sur un processus du premier ordre fait apparaître un zéro (zéro du régulateur) sur la fonction de transfert en boucle fermée. Pour le réglage de ce type de boucle mécanique dont les modes sont lents en raison de la forte inertie de la voilure, ce zéro est parfois responsable de comportements oscillants mal amortis. On préfère donc dans le pilotage en vitesse une structure de type IP qui permet de filtrer ce zéro en boucle fermée et d'imposer uniquement deux pôles dont on peut spécifier amortissement et pulsation naturelle. En pratique, les deux régulateurs (PI / IP) sont strictement équivalents en terme de complexité de structure. La boucle de la régulation se présente alors sous la forme suivante :

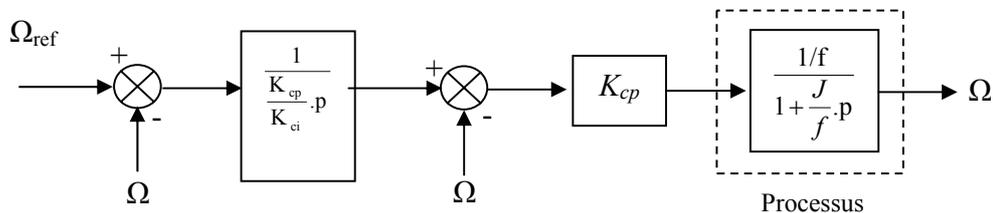


Figure A2-1 : Boucle de régulation de vitesse

En boucle ouverte, la fonction de transfert de la partie proportionnelle est égale à :

$$G_{oi}(p) = \frac{1}{\frac{f}{K_p} + \frac{J}{K_p} \cdot p} \quad (\text{A2-3})$$

En boucle fermée la fonction de transfert de cette partie prend la forme :

$$G_f(p) = \frac{G_o(p)}{1 + G_o(p)} = \frac{1}{1 + \frac{f}{K_p} + \frac{J}{K_p} \cdot p} \quad (\text{A2-4})$$

Le schéma équivalent est établi :

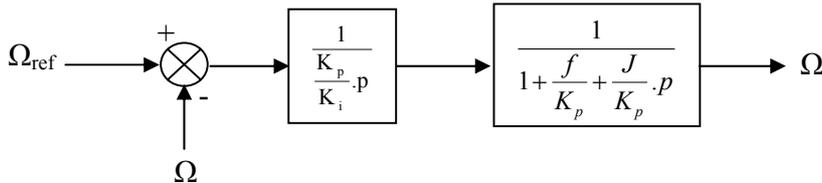


Figure A2-2 : Boucle équivalente de régulation de vitesse

Le calcul de la fonction de transfert en boucle ouverte de la partie intégrale est le suivant :

$$G_{o2}(p) = \frac{1}{T_i \cdot (1 + \frac{f}{K_{cp}}) + \frac{f}{K_{cp}} \cdot T_m \cdot p^2} \quad (\text{A2-5})$$

Où:

$$T_i = \frac{K_{cp}}{K_{ci}} \quad (\text{A2-6})$$

$$T_m = \frac{J}{f} \quad (\text{A2-7})$$

Donc la fonction de transfert en boucle fermée pour un circuit avec la régulation IP est du second ordre:

$$G(p) = \frac{G_{O2}}{1 + G_{O2}} = \frac{1}{1 + T_i \cdot (1 + \frac{f}{K_{cp}}) \cdot p + \frac{f}{K_{cp}} \cdot T_m \cdot p^2} = \frac{1}{1 + 2 \cdot \xi \cdot \frac{p}{\omega_o} + \frac{p^2}{\omega_o^2}} \quad (\text{A2-8})$$

Le calcul de coefficient k_i de ce régulateur est effectué à partir de la pulsation propre ω_0 :

$$\omega_0^2 = \frac{1}{\frac{f}{K_{cp}} \cdot T_i \cdot T_m} = \frac{K_{ci}}{J} \quad (\text{A2-9})$$

D'où la valeur recherchée du coefficient K_i :

$$K_{ci} = J \cdot \omega_0^2$$

De l'amortissement ζ , le coefficient K_{cp} est évalué :

$$\frac{2.\xi}{\omega_0} = T_i \cdot \left(1 + \frac{f}{K_{cp}}\right) = \frac{K_{cp}}{K_{ci}} + \frac{f}{K_{ci}} = \frac{K_{cp}}{J.\omega_0^2} + \frac{f}{J.\omega_0^2} \quad (\text{A2-10})$$

D'où la valeur recherchée du coefficient K_{cp} :

$$K_{cp} = 2.\xi.J.\omega_0 \quad (\text{A2-11})$$

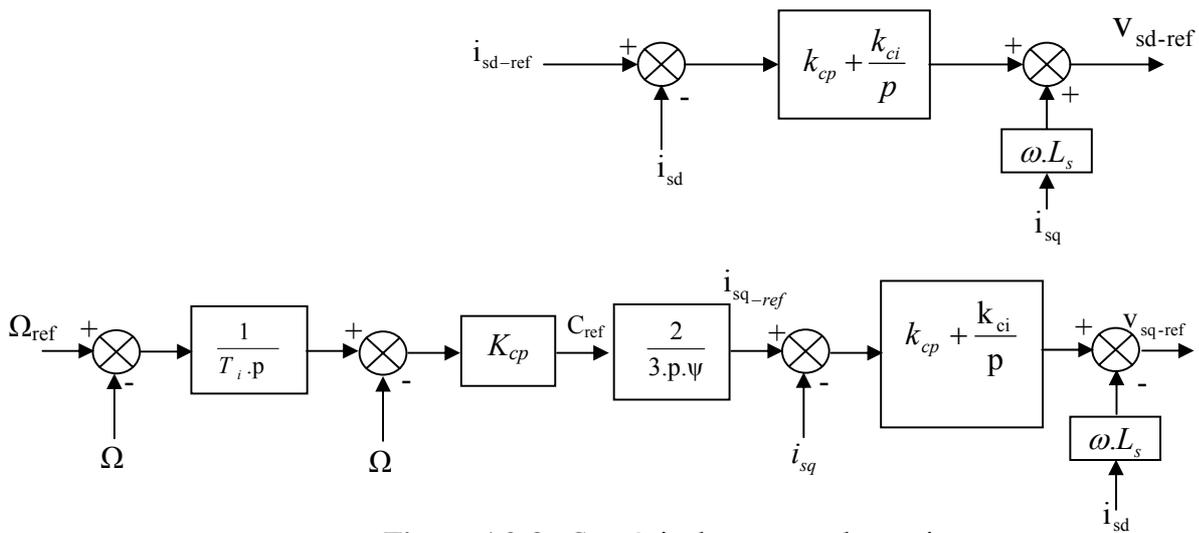


Figure A2-3 : Stratégie de commande en vitesse

ANNEXE A3 : Principe de fonctionnement de Convertisseur MLI

Les convertisseurs de puissance utilisés dans les turbines éoliennes utilisent des circuits de commande à base de la technique MLI (figure A3-1).

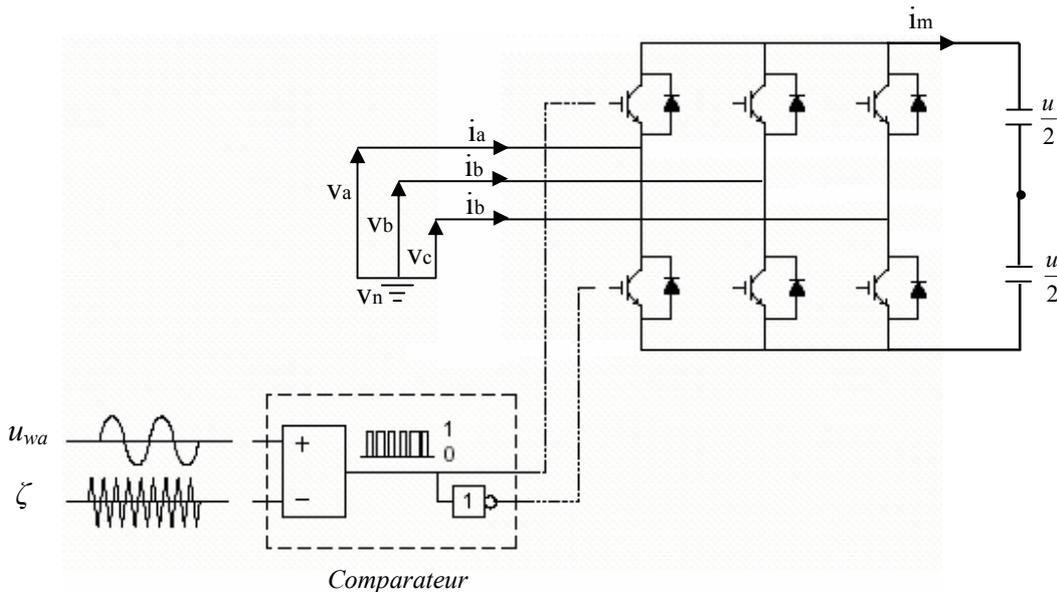


Figure A3-1 : Modèle d'un convertisseur de puissance MLI

Les ordres de base complémentaires des interrupteurs sont définis par une modulation de largeur d'impulsion MLI déterminant deux niveaux de tension pour la tension $V_a - V_n$ comme le montre la figure (A3-2). La tension $V_a - V_n$ est obtenue par comparaison de la porteuse triangulaire ζ avec le signal de référence u_{wa} . [43]. Lorsque $u_{wa} > \zeta$, l'interrupteur supérieur est fermé, et lorsque $u_{wa} < \zeta$, l'interrupteur inférieur est fermé. Dans ce cas, la tension de sortie a la même forme que le signal de sortie du comparateur.

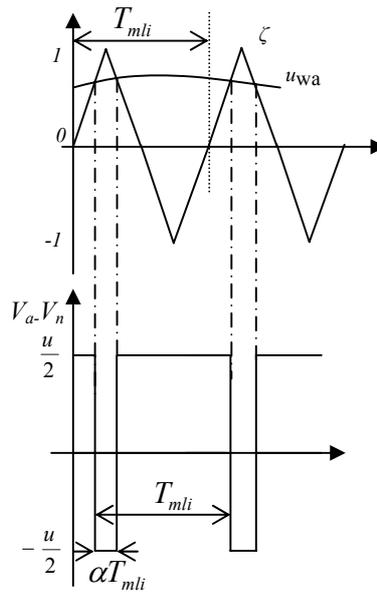


Figure A3-2 : comparaison d'une porteuse triangulaire avec un signal de référence

on calcule la valeur moyenne de la tension modulée sur une période T_{mli}

$$\overline{v_a - v_n} = \frac{1}{T_{mli}} \int_0^{T_{mli}} (v_a - v_n) dt = \frac{1}{T_{mli}} [-\alpha V_d T_{mli} + (1 - \alpha) T_{mli}] = (1 - 2\alpha) V_d \quad (\text{A3-1})$$

Dans l'hypothèse que le signal de référence varie peu durant une période T_{mli} , les deux premières intersections de la porteuse triangulaire $\zeta(t)$ avec le signal de référence u_{wa} donnent:

$$u_{wa} = 1 - 2\alpha \quad (\text{A3-2})$$

La valeur moyenne de la tension modulée de l'équation (A3-1) est donc:

$$\overline{v_a - v_n} = \frac{u}{2} u_{wa} \quad (\text{A3-3})$$

On peut écrire sous forme matricielle:

$$\begin{bmatrix} \overline{v_a - v_n} \\ \overline{v_b - v_n} \\ \overline{v_c - v_n} \end{bmatrix} = \frac{u}{2} \begin{bmatrix} u_{wa} \\ u_{wb} \\ u_{wc} \end{bmatrix} \quad (\text{A3-4})$$

Pour obtenir une relation entre les courants i_a, i_b, i_c et le courant modulé i_m , on établit un bilan de puissance de chaque côté du convertisseur en négligeant le perte dans celui-ci:

$$u i_m = \begin{bmatrix} \overline{v_a - v_n} & \overline{v_b - v_n} & \overline{v_c - v_n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad (\text{A3-5})$$

Soit en remplaçant $v_a - v_n, v_b - v_n, v_c - v_n$ par leurs valeurs moyennes, on obtient:

$$i_m = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} u_{wa} & u_{wb} & u_{wc} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad (\text{A3-6})$$

Modèle en tensions composées

Dans un système triphasé sans distribution du neutre, la somme des courants est nulle et la somme des trois tensions est nulle également. Deux des trois grandeurs suffisent alors pour modéliser un système triphasé de ce type [26], [43].

Les tensions composées s'écrivent:

$$\begin{bmatrix} u_{m1} \\ u_{m2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_a - v_c \\ v_b - v_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (v_a - v_n) - (v_c - v_n) \\ (v_b - v_n) - (v_c - v_n) \end{bmatrix} \quad (\text{A3-7})$$

En remplaçant les tensions $v_a - v_n$, $v_b - v_n$, et $v_c - v_n$ par leurs valeurs moyennes, on obtient le modèle continu équivalent des tensions composées modulées:

$$\begin{bmatrix} u_{m1} \\ u_{m2} \end{bmatrix} = u \begin{bmatrix} \frac{u_{wa} - u_{wc}}{2} \\ \frac{u_{wb} - u_{wc}}{2} \end{bmatrix} \quad (\text{A3-8})$$

En établissant le bilan de puissance de chaque côté du convertisseur, on obtient l'équation donnant le courant modulé coté continu :

$$i'_m = \begin{bmatrix} \frac{u_{wa} - u_{wc}}{2} & \frac{u_{wb} - u_{wc}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_1 \\ i_2 \end{bmatrix} \quad (\text{A3-9})$$

En mettant :

$$m_1 = \frac{u_{wa} - u_{wc}}{2} \quad (\text{A3-10})$$

$$m_2 = \frac{u_{wb} - u_{wc}}{2} \quad (\text{A3-11})$$

Le vecteur tension modulée et le courant modulé s'écrivent donc [44]:

$$\underline{u}_m = \underline{m}.u \quad (\text{A3-12})$$

$$i'_m = \underline{m}^t \underline{i} \quad (\text{A3-13})$$

Généralement les équations du modèle sont exprimées par les expressions (A3-14) et (A3-15), [50].

$$U_{Acr} = K_0 \cdot m_r \cdot U_{dc} \quad (\text{A3-14})$$

$$U_{Aci} = K_0 \cdot m_i \cdot U_{dc} \quad (\text{A3-15})$$

U_{Acr} , U_{Aci} sont les parties réelle et imaginaire de la tension alternative.

m_r et m_i sont les facteurs de modulation réel et imaginaire.

K_0 : Facteur de modulation défini comme suit :

$$K_0 = \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{3}} : \text{Pour MLI sinusoïdale}$$

$$K_0 = \frac{\sqrt{2}\sqrt{3}}{\pi} : \text{Pour MLI rectangulaire}$$

Les équations précédentes sont valides pour $0 < |m| \leq 1$

ANNEXE B

Modélisation des pertes du système

Dans ce qui suit, nous présentons le modèle de calcul des pertes du système. Ce calcul doit tenir compte de toutes les pertes dans les éléments de la chaîne éolienne en régime de fonctionnement dynamique. Les pertes de puissance dans le système sont répertoriées ci-dessous. On distingue notamment :

- Les pertes mécaniques dans la turbine
- Les pertes fer et les pertes Joules dans la génératrice.
- Les pertes par conduction et commutation dans les convertisseurs statiques.

Pertes mécaniques dans la turbine et la génératrice

Les pertes mécaniques dans la turbine résultent des frottements visqueux sur la voilure en mouvement auxquelles s'ajoutent les pertes mécaniques de la génératrice dans le cas d'un système à attaque directe. Elles peuvent être calculées simplement par l'équation **(B-1)**:

$$P_{mec} = f \cdot \Omega^2 \quad \text{(B-1)}$$

Pertes Joule dans la GSAP

Les pertes Joule sont engendrées par la résistance du bobinage statorique. Ces pertes sont calculées de la façon suivante :

$$P_J = 3 \cdot R_s \cdot I_s^2 \quad \text{(B-2)}$$

Avec R_s , I_s sont respectivement la résistance et le courant de phase.

Pertes par Conduction dans les Diodes

Un modèle de diode très simplifié est utilisé pour évaluer les pertes par conduction dans les convertisseurs électroniques de puissance (Figure **B.1**). Dans cette figure, r_D est la résistance de la diode à l'état conducteur et V_D est la tension de seuil à dépasser pour que la diode entre en conduction. Ces deux paramètres sont caractéristiques de la diode utilisée. I_D est le courant moyen, et I_{D-rms} est le courant efficace dans la diode.

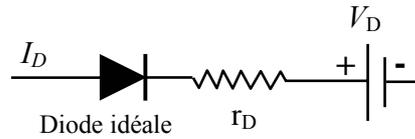


Figure B.1 : Modèle de la diode pour le calcul des pertes par conduction

Il résulte de ce modèle que les pertes par conduction dans chaque diode sont calculables à partir de la relation **(B-3)** [40].

$$P_{diode} = V_D \cdot I_D + r_D \cdot I_{D-rms}^2 \quad \text{(B-3)}$$

Pertes par Conduction dans les Transistors

Le modèle très simplifié de la diode est applicable aux transistors pour évaluer leurs pertes par conduction[7], [40]. Il doit toutefois inclure un interrupteur (idéal) en série avec les autres éléments afin de refléter sa fonction première. Ce modèle peut être utilisé tant pour les transistors MOSFET (Métal Oxyde Silicium Field Effet Transistor) que pour les IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor). Dans le cas des MOSFET, la tension de seuil est nulle. Ainsi, les pertes par conduction sont calculables à partir de l'équation **(B-4)**. V_T est la tension de l'interrupteur en conduction, r_T est la résistance interne du transistor à l'état conducteur, I_T et i_{T-rms} sont les valeurs, moyenne et efficace du courant qui circule par le transistor.

$$P_T = V_T \cdot I_T + r_T \cdot I_{T-rms}^2 \quad \text{(B-4)}$$

Pertes par Conduction dans le Redresseur

Selon l'utilisation voulue, le pont de diodes impose à sa source alternative une distorsion marquée des courants ou des tensions. Dans le cas qui nous intéresse, le pont de diodes est raccordé à un générateur alternatif inductif et débite dans une batterie dont la tension ne peut varier très rapidement (Figure **B.2**) : dans ces conditions, le pont de diodes consomme des courants alternatifs d'allure sinusoïdale (figure **B.3**) mais impose au générateur des tensions en forme de créneaux, d'amplitude voisine de la tension du bus DC [40], [43].

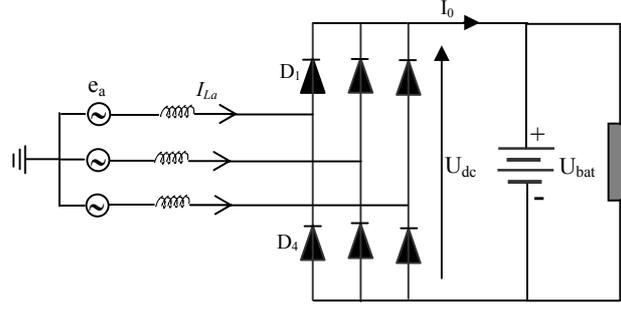


Figure B.2 : Pont redresseur triphasé raccorde à un générateur inductif et à une batterie

Pour évaluer les pertes de conduction avec l'équation (B-3), il est nécessaire de calculer la valeur moyenne et la valeur efficace du courant dans chaque diode. A l'aide de la figure B.2, ces valeurs peuvent s'exprimer en fonction du courant efficace i_L en entrée (B-7) ou en fonction du courant moyen I_0 en sortie (B-9). Ces expressions ne sont valables que dans le cadre de la conduction continue. La figure B.3 montre le courant sur une phase $i_{L,a}$, composé des courants des diodes i_{D1} et i_{D4} , et le courant de sortie I_0 .

$$I_0 = \frac{1}{T} \int_0^T i_0 dt = \frac{6}{2\pi} \int_{\pi/3}^{2\pi/3} I_m \sin(\omega t) d(\omega t) = \frac{3}{\pi} I_m = \frac{3}{\pi} \sqrt{2} I_L \quad (\text{B-5})$$

$$I_D = \frac{1}{T} \int_0^T i_D dt = \frac{1}{2\pi} \int_0^{\pi} I_m \sin(\omega t) d(\omega t) = \frac{2\sqrt{2}}{2\pi} I_L = \frac{\sqrt{2}}{\pi} I_L \quad (\text{B-6})$$

$$I_D = \frac{\sqrt{2}}{\pi} I_L = \frac{\sqrt{2}}{\pi} \cdot \frac{\pi}{3\sqrt{2}} I_0 = \frac{1}{3} I_0 \quad (\text{B-7})$$

$$I_{D-rms} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T i_D^2 dt} = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{\pi} I_m^2 \sin^2(\omega t) d(\omega t)} = \sqrt{\frac{I_m^2}{2\pi} \cdot \frac{\pi}{2}} = \sqrt{\frac{I_m^2}{4}} = \frac{I_m}{2} = \frac{\sqrt{2}}{2} I_L \quad (\text{B-8})$$

$$I_{D-rms} = \frac{\sqrt{2}}{2} I_L = \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot \frac{\pi}{3\sqrt{2}} I_0 = \frac{\pi}{6} I_0 \quad (\text{B-9})$$

Toutes les diodes du pont étant identiques et chacune étant soumise à la même forme de courant que les autres, les pertes globales dans le redresseur peuvent s'exprimer simplement (six fois les pertes dans une diode), de différentes manières:

$$P_{Red} = 6.P_{diode} = 6.(V_D.I_D + r_D.I_D^2) \quad (\text{B-10})$$

En fonction des courants à l'entrée ou la sortie du pont redresseur, l'expression des pertes peuvent s'exprimer sous les formes:

$$P_{Red}(i_L) = \frac{6.\sqrt{2}}{\pi}.V_D.I_L + 3.r_D.I_L^2 \quad (\text{B-11})$$

$$P_{Red}(i_0) = 2.V_D.I_0 + \frac{\pi^2}{6}.r_D.I_0^2 \quad (\text{B-12})$$

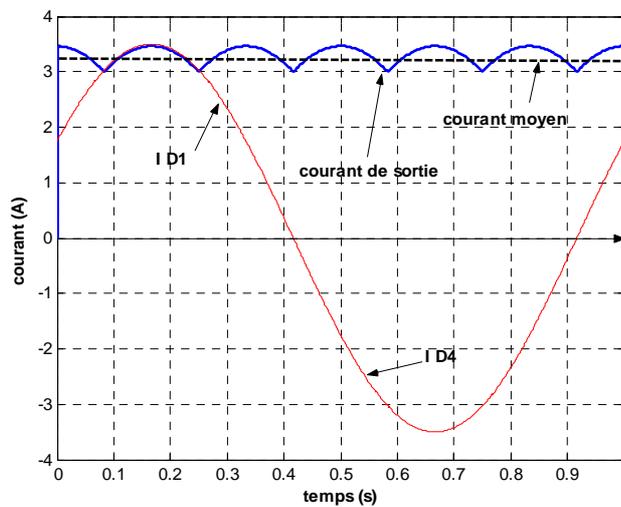


Figure B-3 : Allures des courants dans un pont de diodes triphasé : courant d'entrée i_{LA} (Composé des courants i_{D1} et i_{D4}) et courant de sortie I_0

Les allures de puissances en amont et aval du pont de diodes ainsi que les pertes sont illustrées dans les figures B-4, B-5 pour une diode de redresseur de type 6F(R) ayant les paramètres de l'annex D2.

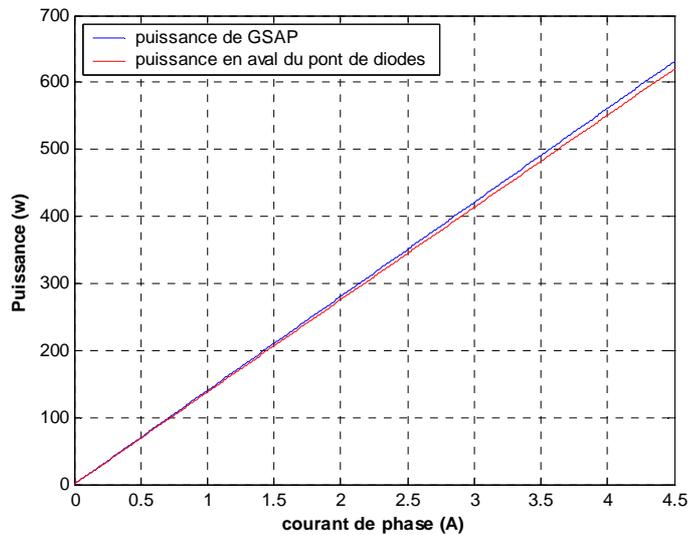


Figure B-4 : Allure des puissances en amont et aval du pont de diodes triphasé en fonction du courant de phase

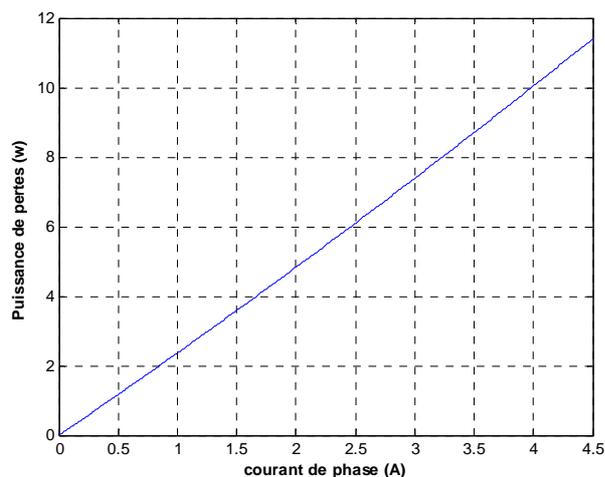


Figure B-5 : Allure de puissance des pertes dans le pont de diodes triphasé en fonction du courant de phase

Pertes du Hacheur

Le hacheur est un convertisseur électronique de puissance qui modifie le niveau d'une tension continue pour créer un autre niveau de tension continue (convertisseur DC). Les applications pouvant aller de l'asservissement de machines à la régulation de tension DC, ou pour charger une batterie. Il est composé d'au moins un transistor et une diode de puissance et peut être commandé

par MLI. Ceci signifie qu'il existe des pertes tant lors de la circulation du courant dans les semi-conducteurs que pendant les transitions entre les états de blocage et d'amorçage des dispositifs.

Evaluation des Equations de Pertes de Conduction dans une Paire Transistor/Diode

La première analyse réalisée fut la vérification des équations de pertes par conduction d'une paire transistor-diode utilisée dans un circuit de puissance. Cette simple analyse fut réalisée pour la paire constituée du transistor MOSFET IRL3615 avec la diode Schottky 12CWQ10FN, en fonction du rapport cyclique, pour un courant de sortie constant.

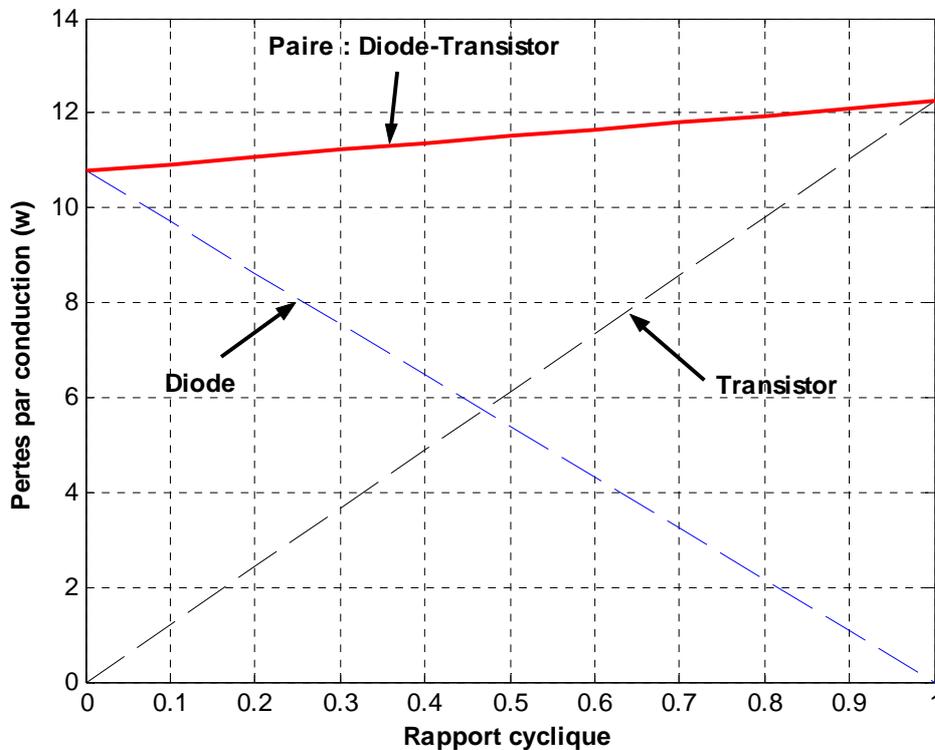


Figure B-6 : Evaluation des pertes d'une paire transistor-diode en fonction du rapport cyclique pour une application à courant fixe

Les pertes dans le transistor montent à partir d'une valeur nulle $\alpha = 0$ de façon presque linéaire jusqu'à sa valeur maximale lorsque $\alpha = 1$. Par ailleurs, à l'inverse, les pertes pour la diode partent

de leur valeur maximale à $\alpha = 0$ pour s'annuler quand $\alpha = 1$. Entre $\alpha = 0.4$ et $\alpha = 0.5$, les pertes par conduction pour les deux semi-conducteurs s'égalisent.

Les pertes par conduction dans le transistor s'élèvent de façon plus importante que la réduction des pertes dans la diode quand le rapport cyclique augmente. Ainsi, les pertes par conduction totales partent de leur valeur minimale (égale aux pertes maximales de la diode) pour $\alpha = 0$, jusqu'à la valeur maximale des pertes du transistor à $\alpha = 1$.

Pertes par Conduction dans le Hacheur

L'analyse qui suit porte sur les pertes par conduction dans un convertisseur DC/DC de type hacheur comportant notamment un transistor, sa diode de roue libre et une inductance de lissage. Le fonctionnement est supposé être le mode de conduction continu; le courant i_L ne s'interrompt jamais dans l'inductance figure **B-7**. Durant le temps de conduction T_{ON} , le transistor est parcouru par le courant i_L ; durant le temps de blocage T_{OFF} c'est la diode qui conduit. Le rapport cyclique de fonctionnement est noté α . La figure montre la composition du courant i_L : le courant i_T dans le transistor et le courant i_D dans la diode. Les expressions des courants moyen et efficace dans les semi-conducteurs se déduisent de ces formes d'ondes. Les valeurs moyennes des courants dans le transistor, dans la diode et dans l'inductance sont respectivement notées I_T , I_D , et I_L . Les valeurs efficaces sont respectivement notées $i_{T\text{ RMS}}$, $i_{D\text{ RMS}}$ et $i_{L\text{ RMS}}$.

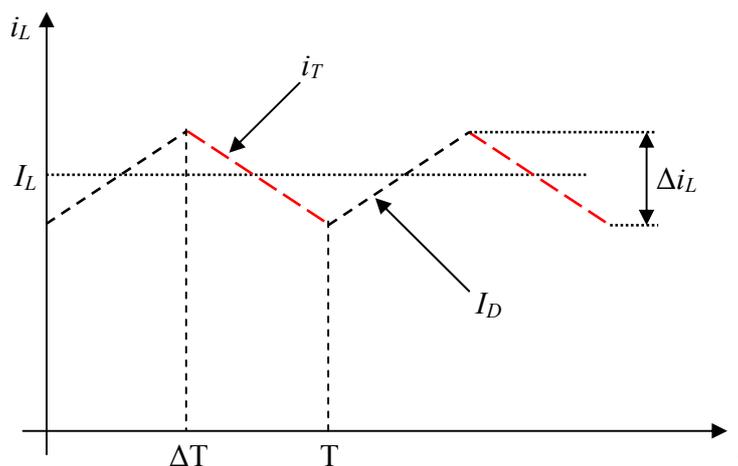


Figure B-7 : Formes d'onde en régime permanent : courant i_L dans l'inductance, i_T dans le transistor et i_D dans la diode durant deux cycles successifs

Les pertes par conduction ont lieu dans le transistor durant T_{ON} et dans la diode durant T_{OFF} . Les expressions des courants moyens et efficaces (B-14) à (B-17) sont valables quelle que soit l'ondulation du courant dans l'inductance. Elles permettent de déterminer les expressions (B-18) et (B-19) des pertes par conduction en utilisant (B-3) et (B-4). L'expression (B-20) des pertes globales par conduction s'en déduit. Cette dernière expression des pertes globales fait intervenir la valeur efficace i_{L-RMS} du courant dans l'inductance, laquelle est forcément supérieure à la valeur moyenne I_L à cause de l'ondulation de ce courant. Afin de simplifier l'utilisation de nos modèles en limitant le nombre de paramètres au strict minimum, nous utilisons l'expression (B-21), laquelle correspond à un majorant des pertes globales dans le cadre de la conduction continue :

L'ondulation crête à crête du courant dans l'inductance est supposée être le double de la valeur moyenne (cela correspond à la limite entre conduction continue et conduction discontinue). Un minorant peut être obtenu en remplaçant le coefficient $4/3$ de l'expression (B-21) par 1 (cela correspond à une ondulation crête à crête du courant qui serait nulle dans l'inductance) [40].

$$\alpha = \frac{T_{ON}}{T} = \frac{T_{ON}}{T_{ON} + T_{OFF}} \quad (\text{B-13})$$

$$I_T = \alpha I_L \quad (\text{B-14})$$

$$i_{T-RMS} = \sqrt{\alpha} i_{L-RMS} \quad (\text{B-15})$$

$$I_D = (1 - \alpha) I_L \quad (\text{B-16})$$

$$i_{D-RMS} = \sqrt{1 - \alpha} i_{L-RMS} \quad (\text{B-17})$$

$$P_T = \alpha (V_T I_L + r_T i_{L-RMS}^2) \quad (\text{B-18})$$

$$P_D = (1 - \alpha) (V_D I_L + r_D i_{L-RMS}^2) \quad (\text{B-19})$$

$$P_{dc/dc} = (\alpha V_T + (1 - \alpha) V_D) I_L + (\alpha r_T + (1 - \alpha) r_D) i_{L-RMS}^2 \quad (\text{B-20})$$

$$P_{dc/dc} = (\alpha V_T + (1 - \alpha) V_D) I_L + \frac{4}{3} (\alpha r_T + (1 - \alpha) r_D) i_L^2 \quad (\text{B-21})$$

Afin d'évaluer l'équation (B-21), on va calculer les pertes par conduction dans les deux convertisseurs dévolteur survolteur DC/DC de la figure B-8 qui montre le circuit de puissance des deux convertisseurs analysés.

L'analyse fut réalisée par rapport à la variation de la tension d'entrée, supposant une commande qui maintient fixe la puissance de sortie des convertisseurs (600w). Le circuit cascade Survolteur-dévolteur est constitué de deux paires transistor-diode dont le fonctionnement est strictement complémentaire ; c'est-à-dire, si une élévation de tension de sortie par rapport à l'entrée est nécessaire, le convertisseur survolteur réalise seul l'élévation tandis que le dévolteur maintient son transistor fermé sans aucune modulation. Si l'inverse est nécessaire, le transistor du survolteur reste toujours ouvert et c'est le convertisseur dévolteur qui réalise la réduction de tension.

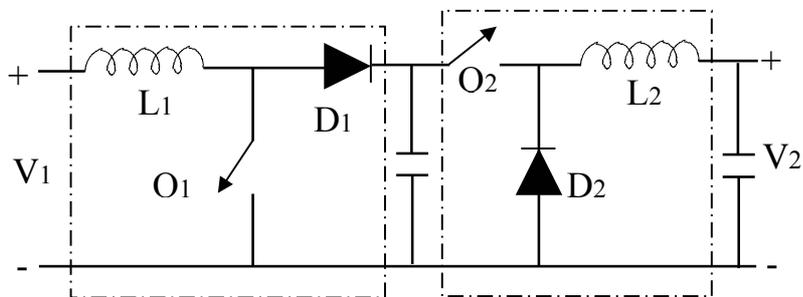


Figure B-8 : Circuit de puissance du convertisseur cascade survolteur + dévolteur

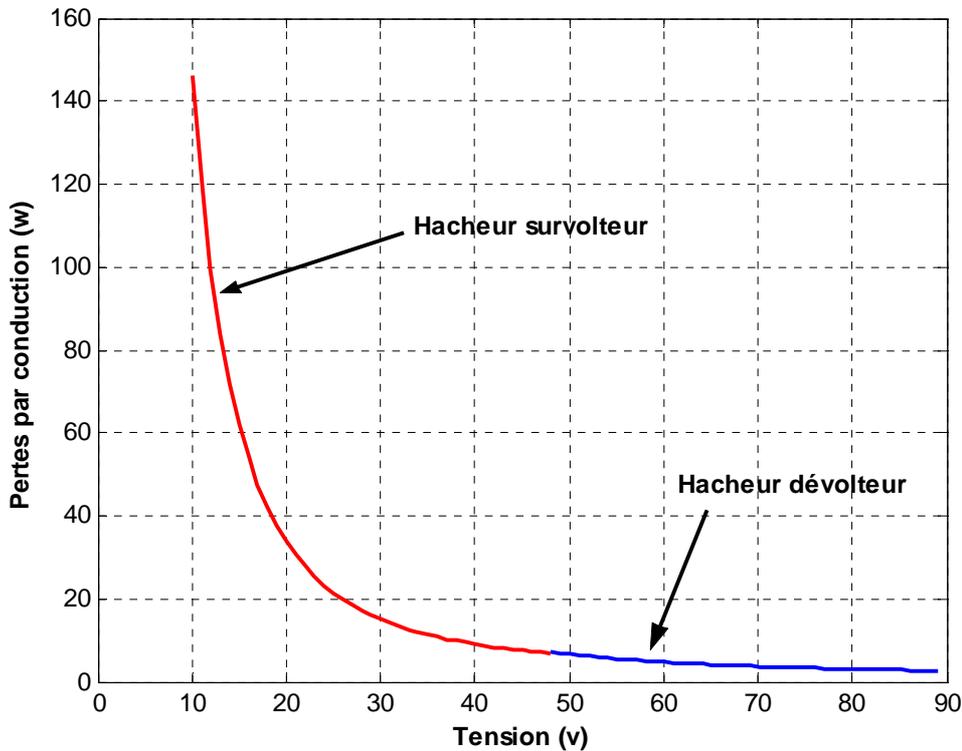


Figure B-9 : Pertes par conduction dans les deux hacheurs en fonction de la tension d'entrée

Pertes par Commutation dans le hacheur

Les pertes par commutation sont toujours proportionnelles à la fréquence de découpage. Or la fréquence de découpage d'un convertisseur doit être choisie suffisamment élevée pour que les composants passifs soient moins coûteux et moins volumineux : d'où l'utilisation d'une commande par modulation de largeur d'impulsion. Le choix de la fréquence de découpage résulte donc d'un compromis entre les pertes par commutation et l'encombrement du convertisseur.

Les pertes par commutation ne dépendent que des temps de commutation T_r et T_f du l'élément de commutation (transistor) selon la relation **(B-22)** [40]

V_m : Tension maximale commutée ;

I_L : Courant moyen dans l'inductance ;

f_S : Fréquence de découpage;

$$P_{com} = \frac{1}{2} \cdot V_m \cdot I_L \cdot f_S \cdot (T_f + T_r) \quad \text{(B-22)}$$

Les figures **B-9**, **B-10**, et **B-11** indiquent respectivement l'évolution des pertes par conduction, par commutation et les pertes totales pour les deux hacheurs dévolteur et survolteur. Il est clair que les pertes enregistrées sur le hacheur survolteur sont plus importantes aux faibles tensions, ceci dû aux fortes intensités de courants circulants dans le circuit. Par contre, les pertes par commutation dans le hacheur dévolteur sont linéaires avec la tension à l'entrée, et les pertes par commutation sont inversement proportionnelles avec la tension à l'entrée.

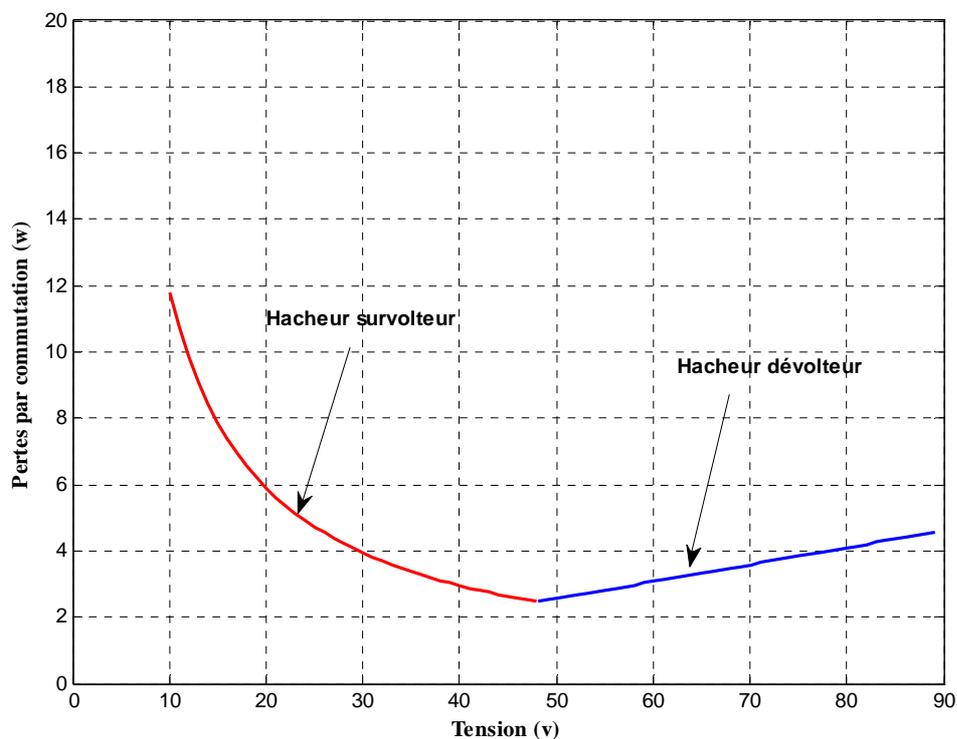


Figure B-10 : Pertes par commutation dans les deux hacheurs en fonction de la tension d'entrée

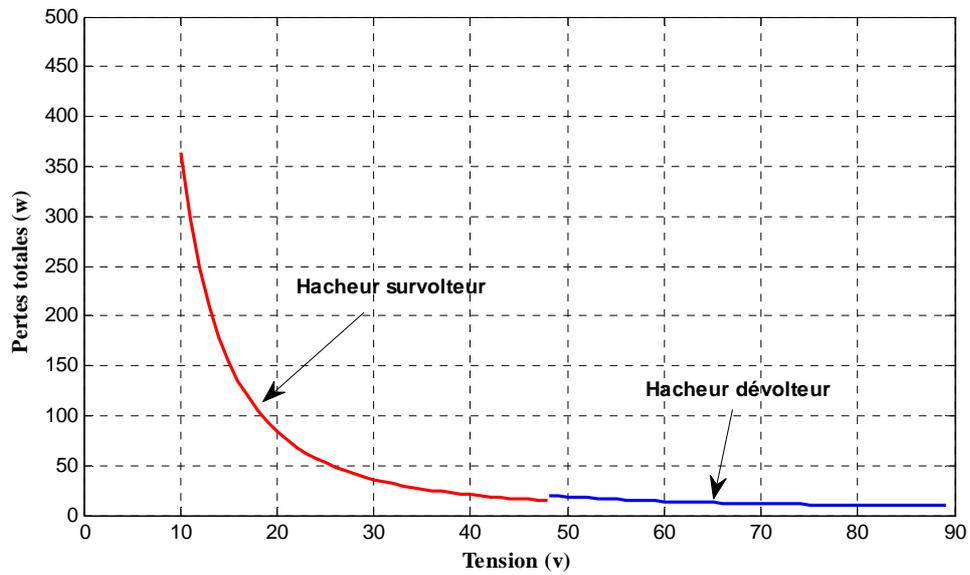


Figure B-11 : Pertes totales dans les deux hacheurs en fonction de la tension d'entrée

Pertes par Conduction dans le Redresseur MLI

Le redresseur à commande par MLI utilisé est composé de six transistors avec leurs diodes antiparallèle figure **B-12**

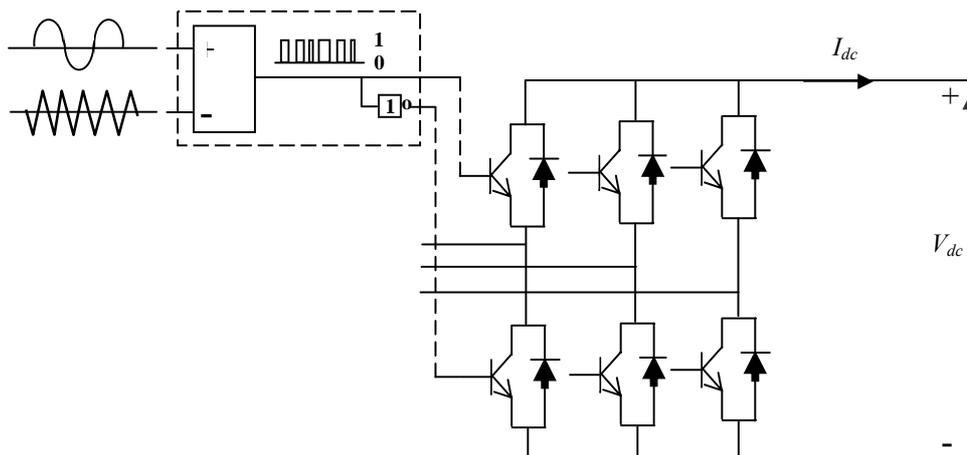


Figure B-12 : Circuit de puissance du redresseur triphasé à commande par MLI

L'indice de modulation est notée M . En appelant α le rapport cyclique imposé au transistor supérieur d'un bras de pont, celui-ci évolue au cours du temps et dépend de l'indice M par la relation suivante [40] :

$$\alpha(t) = \frac{1}{2} + \frac{M}{2} \cdot \sin(2\pi \cdot f \cdot t) \quad (\text{B-23})$$

f : fréquence de la tension à l'entrée du redresseur (supposée constante).

Une telle commande mène à une évolution moyenne d'allure sinusoïdale de la tension au point milieu du bras par rapport à la borne de la tension continue selon la relation :

$$v = \alpha \cdot V_{dc} \quad (\text{B-24})$$

La composante alternative de la tension à l'entrée du redresseur représente la partie utile pour l'onduleur, ce qui donne :

$$V = V_{dc} \cdot \frac{M}{2} \cdot \sin(2\pi \cdot f \cdot t) \quad (\text{B-25})$$

Il en résulte une évolution moyenne du courant à l'entrée du bras, déphasée par rapport à la tension d'un angle φ à cause de la source de tension:

$$I(t) = I_m \cdot \frac{M}{2} \cdot \sin(2\pi \cdot f \cdot t - \varphi) \quad (\text{B-26})$$

Le transistor supérieur du bras considéré est conducteur périodiquement (à la fréquence de découpage) avec un rapport cyclique variable α , uniquement lorsque le courant i est positif, c'est-à-dire pour $2\pi \cdot f \cdot t$ compris entre φ et $\varphi + \pi$. La diode inférieure du même bras est conductrice avec un rapport cyclique $1 - \alpha$, uniquement lorsque le courant i est négatif. Par intégration entre les bornes φ et $\varphi + \pi$ pour le transistor supérieur, entre les bornes $\varphi + \pi$ et $\varphi + 2\pi$ pour la diode inférieure, il est possible de déterminer les expressions analytiques des valeurs moyennes et efficaces des courants dans chacun des composants et, par suite, les expressions (B.27) et (B.28) des pertes par conduction. Tous les transistors étant identiques et chacun étant soumis à la même forme de courant que les autres, de même en ce qui concerne les diodes, les pertes globales dans l'onduleur peuvent s'exprimer simplement (six fois les pertes dans un transistor et une diode) par la relation (B-29) [40].

$$P_T = \frac{V_T I_m}{2\pi} \left(1 + \frac{\pi}{4} M \cos \varphi\right) + \frac{r_T I_m^2}{2\pi} \left(\frac{\pi}{4} + \frac{2M}{3} \cos \varphi\right) \quad (\text{B-27})$$

$$P_D = \frac{V_D I_m}{2\pi} \left(1 - \frac{\pi}{4} M \cos \varphi\right) + \frac{r_D I_m^2}{2\pi} \left(\frac{\pi}{4} - \frac{2M}{3} \cos \varphi\right) \quad (\text{B-28})$$

$$P_{red} = 6.(P_T + P_D) \quad (\text{B-29})$$

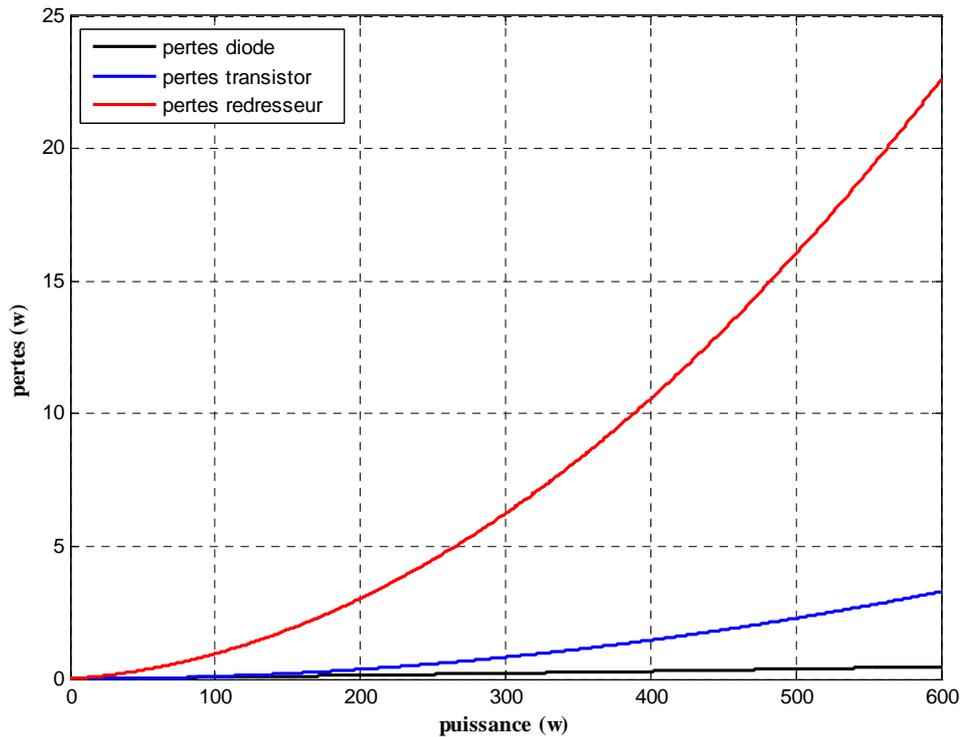


Figure B-13 : Pertes par conduction du redresseur MLI en fonction de la puissance

Des résultats de la figure **B-13**, on peut observer la forme quadratique des pertes par conduction en fonction de la puissance. Avec l'augmentation de la puissance fournie, le courant augmente proportionnellement, les pertes évoluent principalement selon le carré de la valeur du courant débité par le générateur. La partie plus importante de ces pertes vient de la forte valeur de la résistance des interrupteurs statiques.

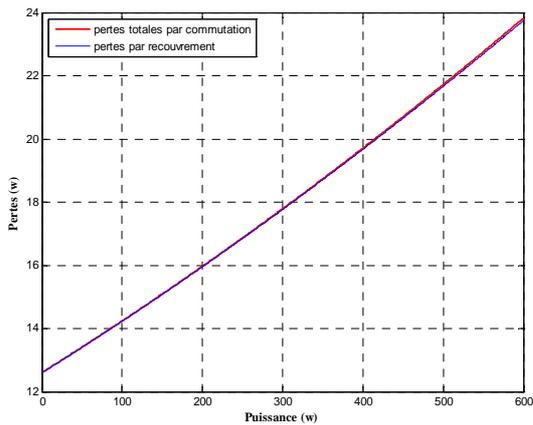
Pertes par Commutation dans l'Onduleur

On utilise pour le calcul des pertes par commutation l'approche utilisée dans [40] qui suppose que le courant soit sinusoïdal à l'entrée du redresseur MLI et ne prend en considération que les paramètres essentiels : la tension continue maximale V_m , le courant AC maximal I_m , le courant AC nominal I_n , la fréquence de commutation f_s , les temps de montée et de descente t_{rn} et t_{fn} relatifs aux transistors (dans les conditions nominales). Pour les diodes, il est également nécessaire de connaître les valeurs nominales du temps de recouvrement inverse t_{rrm} et de la source Q_{rrn} . Les pertes dues à la mise en conduction sont notées $P_{c, on}$; les pertes relatives au blocage sont notées $P_{c, off}$; les pertes liées au recouvrement inverse sont notées P_{rr} . Les pertes par commutation globales dans l'onduleur correspondent à la somme de ces trois dernières puissances.

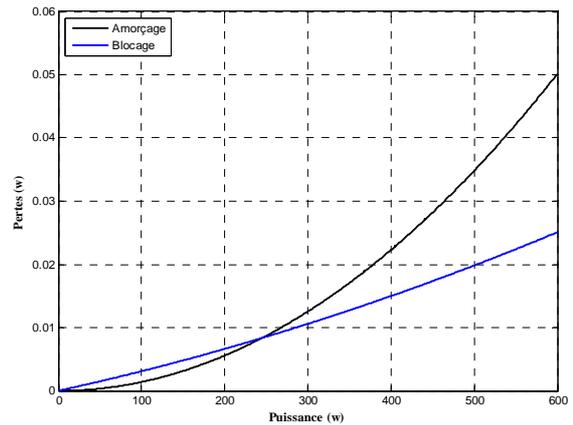
$$P_{c,on} = \frac{1}{8} V_m \frac{I_m^2}{I_n} t_{rn} f_s \quad (\text{B-30})$$

$$P_{c,off} = V_m I_m t_{fn} f_s \left(\frac{1}{3\pi} + \frac{1}{24} \frac{I_m}{I_n} \right) \quad (\text{B-31})$$

$$P_{rr} = V_m f_s \left[\left(\frac{0.8}{\pi} + 0.05 \frac{I_m}{I_n} \right) I_m t_{rrm} + \left(0.28 + \frac{0.38}{\pi} \frac{I_m}{I_n} + 0.015 \left(\frac{I_m}{I_n} \right)^2 \right) Q_{rrn} \right] \quad (\text{B-32})$$



(a)



(b)

Figure B-14 : Pertes par commutation du redresseur MLI en fonction de la puissance

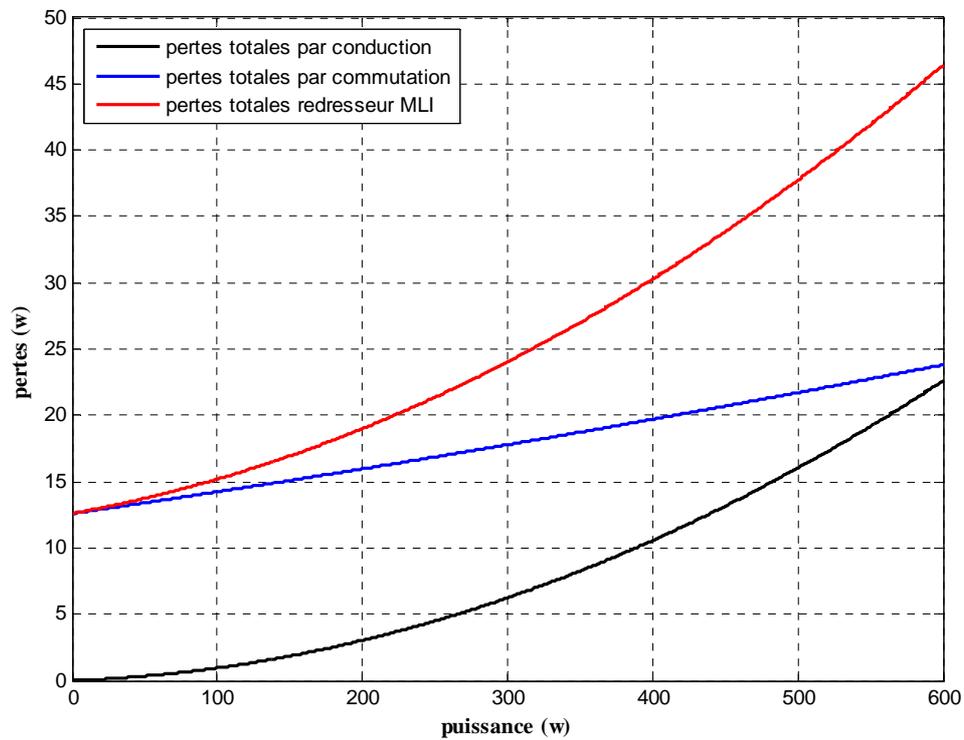


Figure B-15 : Pertes totales dans le redresseur triphasé commandé par MLI

Les pertes par commutation partent d'une valeur initiale avec les pertes à vide et puis montent de façon linéaire avec la puissance. Il est intéressant de constater que presque la totalité de ces pertes provient des pertes par recouvrement de la diode interne des interrupteurs statiques.

ANNEXE C

Schémas blocs de simulation

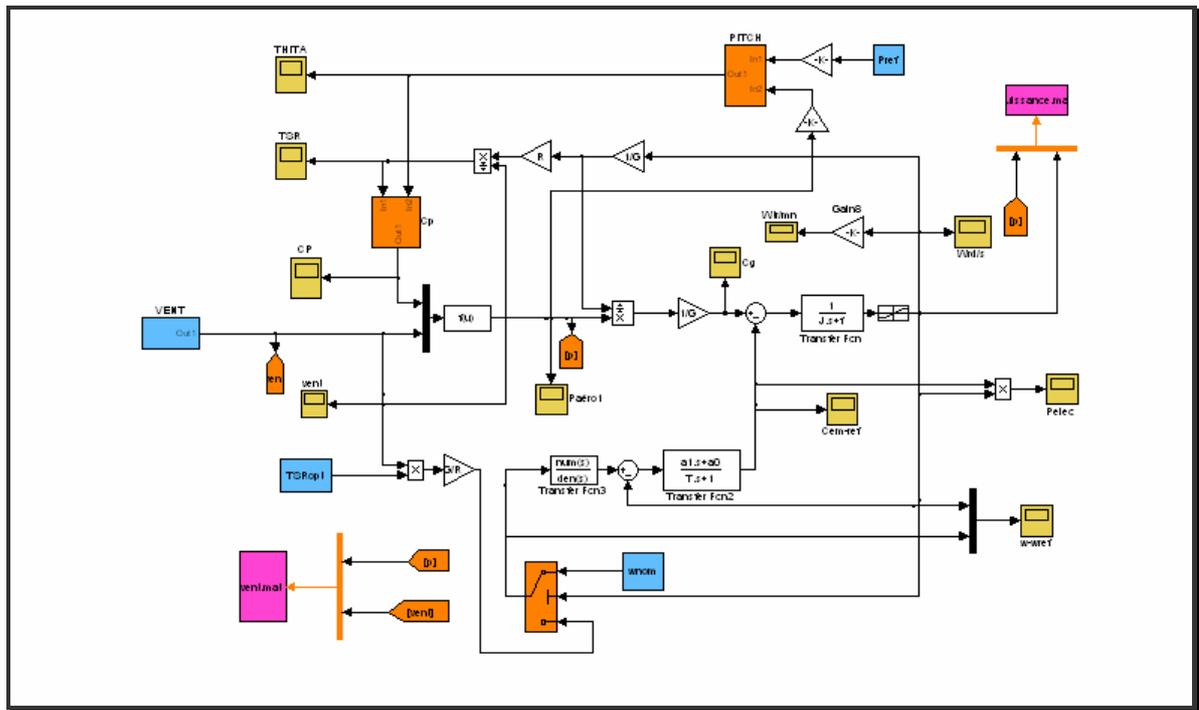


Figure C-1 : Schéma bloc de simulation de la turbine avec régulation de l'angle d'orientation de pales

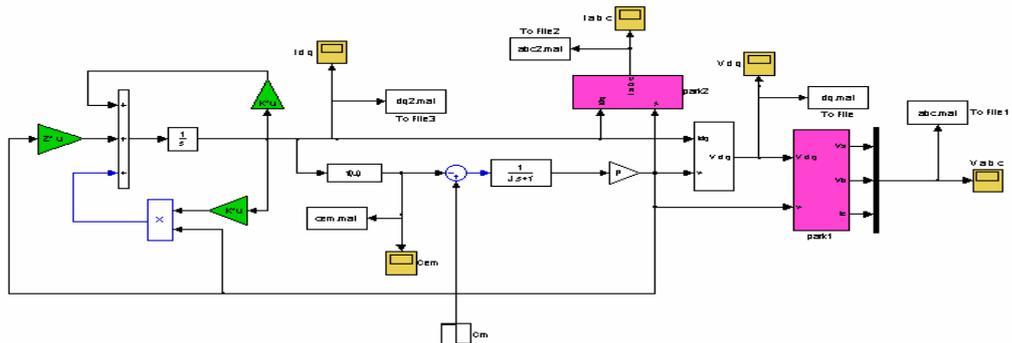


Figure C-2: Bloc de simulation de la GSAP en charge

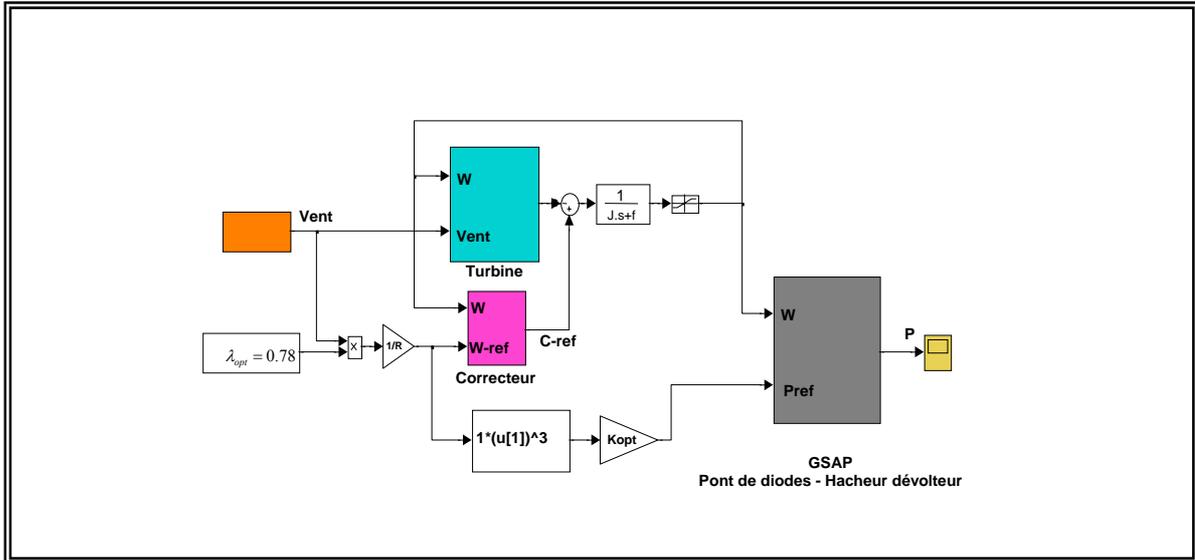


Figure C-5 : Schéma bloc de la chaîne éolienne avec correcteur de vitesse

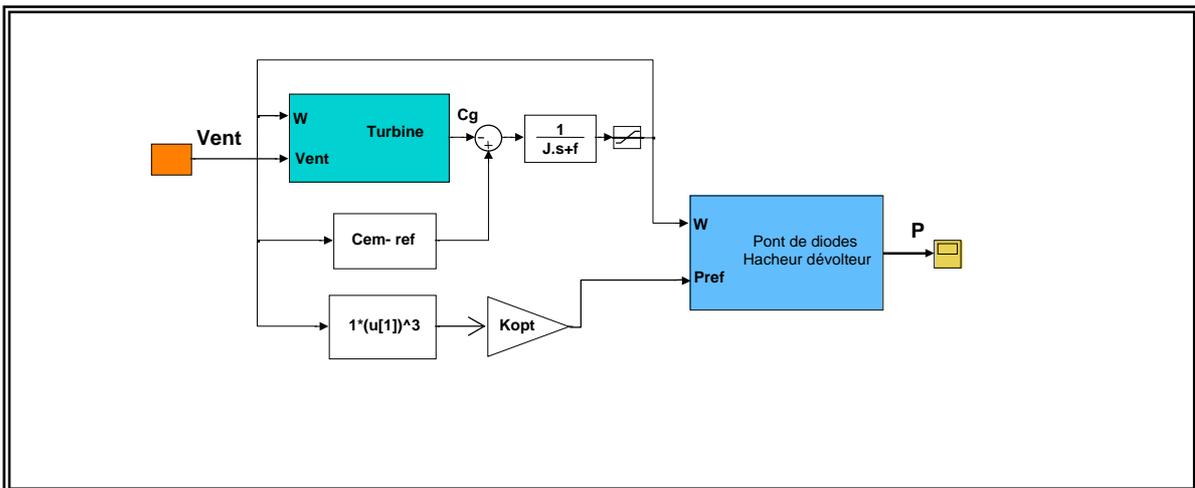


Figure C-6: Schéma bloc de la chaîne éolienne avec commande en couple

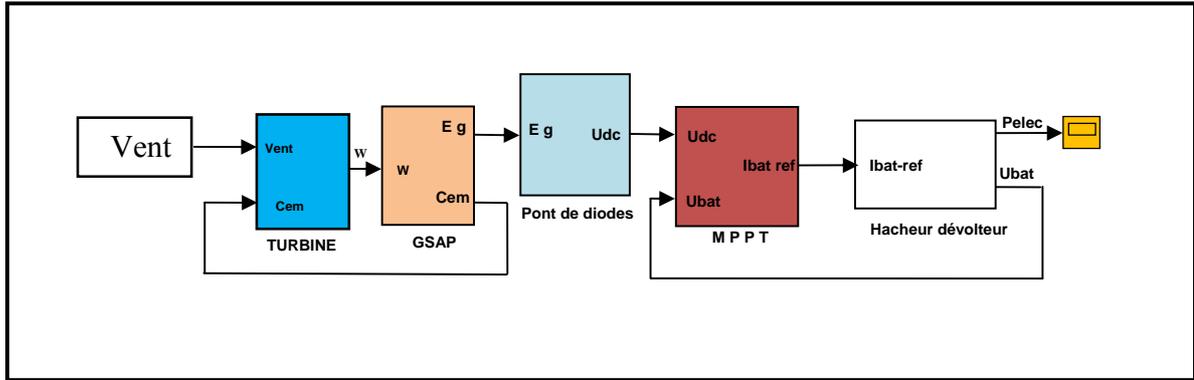


Figure C-7 : Schéma bloc de la chaîne éolienne avec pilotage indirect du courant de batterie sans capteur de vitesse

ANNEXE D

Paramètres de simulation

D1: Paramètres de l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents

<i>Elément de la chaîne de Conversion éolienne</i>	<i>Valeur numérique</i>	<i>Signification</i>
<i>Turbine éolienne type Savanius</i>	$\rho=1,2$	Masse volumique de l'air (Kg/m^3)
	$R=0,5$	Rayon de l'éolienne (m)
	$H=2$	Hauteur de la turbine (m)
	$S=2$	Surface active (m^2)
	$\lambda_{opt}=0,78$	Vitesse réduite optimale
	Cp^{opt}	Coefficient de puissance optimale
<i>Générateur synchrone A aimants permanents</i>	$P=600$	Puissance nominale (w)
	$R_s=1,137$	Résistance statorique (Ω)
	$L_d=2,7$	Inductance statorique selon l'axe d (mH)
	$L_q=2,7$	Inductance statorique selon l'axe q (mH)
	$\psi_f = 0.15$	Flux des aimants permanents (Wb)
	$P=17$	Nombre de paires de poles
	$J=00.16$	Inertie de l'ensemble turbine et génératrice ($Kg.m^2$)

D2 : Paramètres des diodes du redresseur

Paramètres	Valeurs
Résistance de conduction r_D	15.7 m Ω
Tension Seuil V_D	0.86 V
Courant moyen maximal (I_{FSM})	6 A
Tension de blocage maximale (V_{RRM})	800V

D3: Paramètres du transistor et de la diode du hacheur

Paramètres	MOSFET IRLI3615	Diode Schottky 12CWQ10FN
Résistance en conduction r_D	85 m Ω	20.7 m Ω
Tension Seuil V_D	0 V	0.65 V
Courant moyen maximal (I_{FSM})	14 A	12 A
Tension de blocage maximale (V_{RRM})	150 V	100 V

D4 : Principaux paramètres de l'interrupteur MOSFET–diode de l'onduleur

Paramètres	MOSFET SPP11N80C3	Diode interne
Conditions de conduction		
Résistance en conduction (r_D)	0.45 m Ω	40 m Ω
Tension seuil (V_D)	0v	0.8v
Courant moyen maximal (I_D)	11A	11A
Tension de blocage maximale (V_{DS})	800v	800v
Conditions de commutation		
Temps d'Amorçage du transistor (t_{rn})	15ns	
Temps d'Extinction du transistor (t_{fn})	7ns	
Temps de Recouvrement (t_{rrn})		550ns
Charge de Recouvrement (Q_{rrn})		10 μ c
Courant Maximal de Recouvrement (I_{rrm})		33A

